BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA"
TIMIŞOARA

MATEMATICĂ - FIZICĂ - MECANICĂ
TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

MECANICĂ

ELECTROTEHNICĂ

CONSTRUCŢII

CHIMIE

Tomul 20[34] Fascicola 1

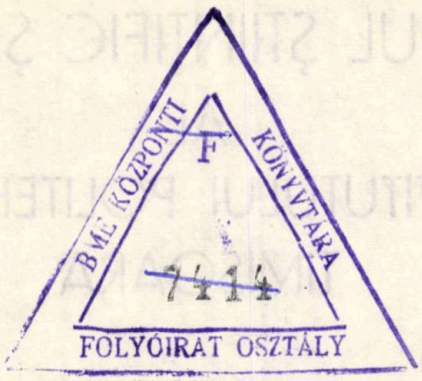
IANUARIE–IUNIE
1975

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC AL INSTITUTULUI POLITEHNIC TIMIŞOARA

Tomul 20 (34) Fascicola 1

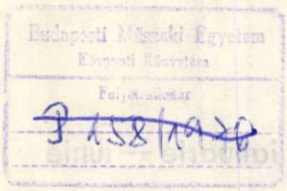
ianuarie — iunie
1975

1989



COLEGIUL DE REDACŢIE

Prof. em. dr. doc. ing. GHEORGHE SILAŞ (redactor. şef), acad. prof. dr. doc. ing. IOAN ANTON, prof. em. ing. CONSTANTIN AVRAM, m. c. al Academiei R.S.R., prof. dr. ing. MARIUS BORNEAS, prof. dr. ing. VASILE COCHECI, Acad. prof. dr. doc. CORIOLAN DRĂGULESCU, prof. dr. O. Em. GHEORGHIU, prof. ing. VICTOR GHEORGHIU, prof. dr. ing. GHEORGHE SAVII, acad. prof. em. ing. DAN MATEESCU, prof. dr. ing. IOAN NOVAC, prof. dr. ing. CONSTANTIN ŞORA.



BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
al
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA“ DIN TIMIŞOARA

Tomul 20 (34) Fasc. 1. Ianuarie—iunie 1975

SUMAR

I. **Matematica — Fizica — Mecanica teoretică şi aplicată**

OCT. EM. GHEORGHIU, Asupra soluţionării unei ecuaţii cu derivate parţiale de ordinul al doilea. 9

M. BORNEAS, Asupra variaţiilor sincrone şi asincrone în principiul acţiunii cu derivate superioare. 11

T. BĂNZARU, Asupra convergenţei şirurilor generalizate de aplicaţii multivoce. 13

COLETA DE SABATA, C. MARCU, DOROTHEIA MIHAILOVICI, Asupra mecanismelor de apariţie a anizotropiei magnetice la pelicule de Ni—Co. 16

GH. SILAŞ, L. BRÎNDEU, Mişcări periodice ale unui sistem vibropercutant în cazul ciocnirilor plastice. 19

GH. SILAŞ, I. GROŞANU, Regimuri staţionare pentru o clasă de agregate cu legături elastice liniare. 23

I. DOBRE, Asupra dispersiei răspunsului oscilatorului liniar excitat de un proces stohastic staţionar şi ergodic. 27

II. **Mecanică**

L. BOLEANŢU, I. DOBRE, Contribuţii la studiul durabilităţii elementelor de frînare (în l. engleză)..... 29

G. PURI, Determinarea temperaturii gazelor reziduale din cilindrul unui M.A.C. cu ajutorul temperaturii medii măsurate a gazelor de evacuare (în l. germană). 34

C. CRISTUINEA, ANA EVA GAVRILESCU, Program de calcul a tensiunilor termice dintr-o epruvetă solicitată axial la tracţiune de forţă constantă şi supusă unor cicluri de variaţie a temperaturii. 37

N. ACHIMESCU, EMILIA MOLDOVAN, V. SUCIU, Influenţa tehnologiei de fabricaţie asupra comportării la eroziune a electrozilor din pseudoaliaj cupru-grafit..... 39

VL. POPOVICI, C. ŞARLĂU, D. RADU, Contribuţia catedrei utilajul şi tehnologia sudării la cercetarea unor sorturi noi de electrozi pentru sudare. 43

M. ŞELARIU, MARIANA KÖNIG, Determinarea forţelor de strîngere necesare menţinerii centrării obiectelor de lucru în mandrine la găurirea axială.. 45

GH. SAVII, G. DRĂGHICI, Criteriu de stabilitate a timpului de normare pentru operaţia de prelucrare prin electroeroziune 49

III. Electrotehnica

N. BUDIȘAN, ȘT. PREITL, T. DRAGOMIR, Considerații asupra unor sisteme automate de reglare a tensiunii generatorului locomotivelor diesel electrice. 53
M. CIUGUDEAN, V. POPESCU, Generator de constante pentru calculul logaritmilor și antilogaritmilor binari în calculatoarele electronice. .. 55
M. CHIVU, Studiul unui sistem de reglare automată a frecvenței pentru blocuri de UUS cu acord electronic. 58
V. HAREA, Decodor automat pentru emisiuni stereo. 61
ȘT. BALTEANU, C. SCHUCH, V. HESCA, Metode de verificare a transformatoarelor utilizate în instalații de comandă a podurilor rulante. .. 65
GH. ATANASIU, ELENA COJOCARU, E. HAULER, Mașină electrică cu comutație statică avînd o plajă largă de reglare a turației. 68
O. CRIȘAN, A. BUTA, B. LUSTREA, ȘT. KILYENI, Organizarea activității de prognoză pentru consumul de energie electrică. 70
M. BRAȘOVAN, E. SERACIN, I. SORA, I. BALACI, C. SCHUCH, Studiul și realizarea unei noi soluții de acționare electrică a electrocarului de 3 tone. 73

IV. Construcții

MARIA ARSENIE, Optimizarea distanței de amplasare a canalelor înclinate în plantațiile de vie. 75
I. DEUTSCH, I. FILIMON, A. IRHASIU, Starea limită de deschidere a fisurilor la elementele de beton armat, solicitate la încovoiere cu forță tăietoare. 79
I. GRÜNER, G. ROTARU, R. FRUNZĂ, D. TUDOR, Influența contracției asupra comportării diafragmelor din beton la clădiri înalte. .. 83
D. GÜTESCU, I. ROSENAUER, Verificarea căilor podurilor rulante prin metode topografice. 86
M. IVAN, Calculul în formulare matriceală al arcelor static nedeterminate. 89
D. MATEESCU, E. CUTEANU, M. ARDELEANU, Elemente de calcul pentru bare cu pereți subțiri cu profil deschis solicitate axial. 92

V. Chimie

C. DRĂGULESCU, ROZALIA KUZMAN-ANTON, VERONICA CHIRIAC, Determinarea cadmiului cu acid antranil *N*, *N* diacetic în prezență de eriocrom negru T. 96
C. DRĂGULESCU, MARIA MITRANESCU, Noi utilizări ale fenosafraninei ca indicator cerimetric. 99
V. COCHECI, W. HUSZ, Studiul influenței temperaturii asupra nămolului biologic activ. 102
P. TRIBUNESCU, ECATERINA MERCA, OTILIA FACSKO, Echilibre de formare ale combinațiilor mixte de Ag_2NH_4 [$Co(CN)_6$] și Ag_2NH_4 [$Fe(CN)_6$]. 107
R. MINGES, DELIA PERJU, A. DEAKY, Microdebitmetre electroceramice pentru gaze. 111
G. OSTROGOVICH, MARIA NUȚIU, Studii în domeniul reacției biuretice. (XI) Spectrele de absorbție în infraroșu ale unor complecși anioniic de cupru (II) cu succinimida. 114
I. RISTICI, Studiul unor substanțe biologice active din seria acizilor fenoxiacetici (II). 117

BULLETIN SCIENTIFIQUES ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE „TRAIAN VUIA" DE TIMIŞOARA

Tome 20 (34) Fascicule 1 Janvier—Juin 1975

SOMMAIRE

I. **Mathematique — Physique — Mecanique théorique et appliquée**

OCT. EM. GHEORGHIU, Sur la résolution d'une équation aux dérivées partielles de deuxième ordre. 9

M BORNEAS, On the Sinchronous and Asinchronous Variations in the Action Principle with Higher Derivatives. 11

T. BĂNZARU, On the convergence of Multifunction Nets. 13

C.OLETTE DE SABATA, Über Mechanismen des Aufftrettens magnetischer Anisotropie in Ni—Co-Schichten. 16

GH. SILAŞ, L. BRÎNDEU, Die periodischen Bewegungen eines Stossschwingers im Falle plastischer Stösse. 19

GH. SILAŞ, I. GROŞANU, Stationäre Bewegungszustände einer Klasse von Aggregaten mit linear-elastischen Bindungen. 23

I. DOBRE, Contributions to the Study the Variance of the linear Oscillator Response when Exited by an Ergodic and Stationary Random Process. 27

II. **Mecanique**

L. BOLEANŢU, I. DOBRE, Contribution to the investigation on the endurance of brake components. 29

G. PURI, Bestimmung der Restgastemperatur im Zylinder eines schnellaufenden Dieselmotors, mit Hilfe der gemessenen mitleren Temperatur der Auspufgase. 34

C. CRISTUINEA ANA EVA GAVRILESCU, Rechenprogram für thermische Spannungen in einer Probe belastet axial auf Zug durch eine konstante Kraft bei wechseln der Temperatur. 37

N. ACHIMESCU, EMILIA MOLDOVAN, V. SUCIU, Der Einfluss der Verfertigungstechnologie auf das Verhalten der aus Synterwerkstoff Kupfer-Graphit hergestellten Elektroden im Erosionsprozess. 39

VL. POPOVICI, C. ŞARLĂU, D. RADU, La contribution de la chaire „L'outillage et la technologie de la soudure" au recherches d'un certain sortes d'électrodes pour soudage. 43

M. ŞELARIU, MARIANA KÖNIG, Die Bestimmung der für die Erhaltung der Zentrierung der Werkstücke im Spannfutter bei Axialbohren nötigen Spannkräfte. 45

GH. SAVII, G. DRĂGHICI, Criterium pour établir le temp réglementé de l'opération d'uţinage par electro-erosion 48

III. Electrotechnique

N. BUDISAN, ŞT, PREITL. T. DRAGOMIR, Considerations about some automatic voltage regulation of the generator of diesel electric locomotives. 53
M. CIUGUDEAN, V. POPESCU, Générateur de constantes pour le calcul des logaritmes az antilogaritmes binaires dans les calculateurs électroniques. 55
M. CHIVU, Untersuchung einer AFC für die Frequenz der UKW-Tunner mit elektronischer Abstimmung. 58
V. HAREA, Automatic Decodor For Stereo Broadcasts. 61
ŞT. BĂLTEANU, C. SCHUCH, V. HESCA, Methoden zur Prüfung von Transformatoren die bei der Steuerung von Lauftkränen verwendet werden. 65
GH. ATANASIU, ELENA COJOCARU, E. HAULER, Die Stromrichter Maschine mit einem breiten Drehzahlbereich. 68
O. CRIŞAN, A. BUTA, B. LUSTREA, ŞT. KILYENI, L'organisation d'activité de prognose pour la consommation d'electrique. 79
M. BRAŞOVAN, E. SERACIN, I. SORA, I. BALACI, C. SCHUCH, Untersuchung und Ausührung einer neuen Lösung des elektrischen Antriebs eines 3 Tonen Elektrokarren. 73

IV. Constructions

MARIA ARSENIE, Sur l'optimisation de l'emplacement des canaux inclinés dans les vignobles. 75
I. DEUTSCH, I. FILIMON, A. IRHASIU, Der Grenzzustand der Rissweite von auf Biegung mit Querkraft beanspruchten Stahlbetonelementen. 79
I. GRÜNER, GR. ROTARU, R. FRUNZĂ, D. TUDOR, Influence of shrinkage on behaviour of concrete shear walls at high buldings. 82
D. GUTESCU, I. ROSENAUER, Topographische verfahren zur Prüfung der Kranbahnengeometrie. 86
M. IVAN, The calculus in matrix form of statically indeterminate arches. .. 89
D. MATEESCU, E. CUTEANU, M. ARDELEANU, Les éléments du calcul pour les barres, é parois minces et profil ouvert, sollicitées axialement. 92

V. Chimie

C. DRĂGULESCU, ROZALIA KUZMAN-ANTON, VERONICA CHIRIAC, Complexometric determination of cadmium with *N*, *N*- bis (carboxymetyl) anthranilic acid in presence of eriochrome black T as indicator. 96
C. DRĂGULESCU, MARIA MITRANESCU, New uses of the phenosafranine as a cerimetric indicator. 99
V. COCHECI, W. HUSZ, Researches about the influence of temperature on the activity of activated sludge. 102
P. TRIBUNESCU, ECATERINA MERCA, OTILIA FACSKO, Formation equilibriums of the mixed co mpounds Ag_2NH_4 $[Co(CN)_6]$ and $Ag_2NH_4[Fe(CN)_4]$ 107 111
R. MINGES, DELIA PERJU, A. DEACKY, Thermal microflowmeters of gases. 114
G. OSTROGOVICH, MARIA NUŢIU, Studies on the biuret reaction. XI. Infrared spectra of some anionic cupper (II)-succinimide complexes.
J. RISTICI, On some biological active substances of the phenoxy-acetic-acidsseries. II. 117

OMAGIU

memoriei profesorului emerit doctor inginer

MIHAI BRAȘOVAN

În ziua de 7 mai 1975 a încetat din viață profesorul emerit doctor inginer Mihai Brașovan, remarcabil om de știință, cadru didactic și specialist în domeniul electrotehnicii.

Născut la 7 ianuarie 1908, profesorul Mihai Brașovan și-a făcut studiile universitare în cadrul Școlii politehnice din Timișoara. Absolvent strălucit al Facultății de electromecanică a

fost reținut în învățămînt în anul 1934, în calitate de asistent la disciplina de Electrotehnică. Ca urmare a calităților sale excepționale, a urcat succesiv treptele ierarhiei didactice, devenind șef de lucrări, conferențiar în cadrul catedrei de Utilizările energiei electrice, pentru ca în anul 1963 să devină profesor titular la aceeași catedră de la Facultatea de electrotehnică. În anul 1962 obține titlul de doctor inginer, iar în același an a fost numit șeful catedrei de Utilizările energiei electrice, funcție pe care a avut-o permanent pînă la pensionare, în anul 1973.

O privire retrospectivă, de-a lungul celor 40 de ani de prodigioasă și remarcabilă activitate desfășurată de profesorul Mihai Brașovan, relevă tezaurul valorilor create de Domnia sa, cuprinzînd numeroase manuale de specialitate și articole publicate în reviste științifice din țară și străinătate, lucrări realizate pentru producție, invenții și inovații, laboratoare create sub conducerea sa și o școală de cercetare în domeniul acționărilor electrice. Ca o recunoaștere a meritelor sale, profesorul Mihai Brașovan i s-au conferit în numeroase rînduri medalii, premii ale MEI pentru cercetare științifică, precum și ordinul „Meritul științific" clasa III-a și i s-a acordat înalta distincție de profesor universitar emerit.

Pentru realizările sale remarcabile, pentru oamenii pe care i-a format pentru producție, activitate didactică și cercetare, foștii colaboratori și studenți ai profesorului Mihai Brașovan, cadrele didactice ale Facultății de electrotehnică, îi vor păstra o amintire neuitată.

COLEGIUL DE REDACȚIE

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 — 1975**

ASUPRA SOLUŢIONĂRII UNEI ECUAŢII CU DERIVATE PARŢIALE DE ORDINUL AL DOILEA

DE

OCT. EM. GHEORGHIU

In acest articol se consideră în $D_n \subset R^n$ o ecuaţie cu derivate parţiale de ordinul al doilea, neliniară,

$$u(x_k)\cdot X(Xu(x_k)+v(x_k)\cdot u(x_k))=V(Xu(x_k)+v(x_k)\cdot u(x_k)) \tag{1}$$

unde $(x_k)=(x_1, x_2, \ldots, x_n)\in D_n \subset R^n$; $X=\sum_1^n x_i \frac{\partial}{\partial x_i}$; $u\in C^{(2)}(D_n)$ şi $u: D_n \to R$, funcţia necunoscută; v şi V funcţii reale, date, dar arbitrare, de clasa a doua pe D_n.

Soluţionarea se face prin reducerea ecuaţiei cu derivate parţiale (1) la o ecuaţie diferenţială obişnuită, făcîndu-se schimbarea de variabile

$$\begin{cases} \xi_j=\dfrac{x_j}{x_n},\ (j=1, 2, 3, \ldots, n-1);\ (\xi_1, \ldots, \xi_{n-1})\in D_{n-1} \\ x=\dfrac{1}{n}\ln|x_1x_2x_3\ldots x_n|;\ x\in I\subset R. \end{cases} \tag{2}$$

În acest caz se obţine

$$\begin{cases} u(x_1, x_2, \ldots, x_n)=y(x;\ \xi_1, \xi_2, \ldots, \xi_{n-1}) \\ v(x_1, x_2, \ldots, x_n)=f(x;\ \xi_1, \xi_2, \ldots, \xi_{n-1}) \\ X=\sum_1^n x_i\dfrac{\partial}{\partial x_i}=\dfrac{\partial}{\partial x} \\ V(\ldots)=F(\ldots) \\ (x_1, x_2, \ldots, x_n)\in D_n \rightleftarrows \\ (x;\ \xi_1, \ldots, \xi_{n-1})\in I\times D_{n-1}. \end{cases} \tag{3}$$

$$y(x;\ \xi_1, \xi_2, \ldots, \xi_{n-1})\cdot\frac{\partial}{\partial x}\left[\frac{\partial}{\partial x}y(x;\ \xi_1, \xi_2, \ldots, \xi_{n-1})+\right.$$

$$\left.+f(x;\ \xi_1, \xi_2, \ldots, \xi_{n-1})\cdot y(x;\ \xi_1, \xi_2, \ldots, \xi_{n-1})\right]=F\left[\frac{\partial}{\partial x}y(x;\ \xi_1, \xi_2, \ldots, \xi_{n-1})+\right.$$

$$\left.+f(x;\ \xi_1, \xi_2, \ldots, \xi_{n-1})\cdot y(x;\ \xi_1, \xi_2, \ldots, \xi_{n-1})\right]. \tag{4}$$

Deoarece în (4) figurează numai derivata parțială în raport cu x, celelalte argumente $\xi_1, \xi_2, \ldots, \ldots, \xi_{n-1}$ jucînd rol de parametri, se poate transcrie (4) ca o ecuație diferențială obișnuită și anume

$$y(x;\xi_j)\cdot\frac{d}{dx}\left[y(x;\xi_j)+f(x;\xi_j)\,y(x;\xi_j)\right]=$$

$$=F\left[\frac{d}{dx}y(x;\xi_j)+f(x;\xi_j)\cdot y(x;\xi_j)\right]\cdot(x;\xi_j)\in IxD_{n-1}. \tag{5}$$

Această ecuație diferențială este echivalentă cu următorul sistem de ecuații diferențiale de ordinul întîi

$$\begin{cases} y'(x;\xi_j)+f(x;\xi_j)\,y(x;\xi_j)=z(x;\xi_j) \\ y(x;\xi_j).z'(x;\xi_j)=F(z(x;\xi_j)). \end{cases} \tag{6}$$

Eliminînd din (6) funcțiile y și y' rezultă următoarea ecuație diferențială

$$z'(x;\xi_j)\frac{F'(z)}{F(z)}-\frac{z''(x;\xi_j)}{z'(x;\xi_j)}+f(x;\xi_j)=\frac{z(x;\xi_j)}{F(z)}\cdot z'(x;\xi_j). \tag{7}$$

Separînd variabilele și integrînd odată în (7), se obține

$$dx\cdot\exp\int_{x_0}^{x}f(t;\xi_j)\,dt=C_1(\xi_j)\cdot\frac{dz}{F(z)}\cdot\exp\int_{z_0}^{z}\frac{t\,dt}{F(t)} \tag{8}$$

($C_1(\xi_j)$=const. arbitrară, funcție de parametrii $\xi_1, \xi_2, \ldots, \xi_{n-1}$).

Integrarea ecuației (8) dă legătura generală între z, x și parametrii ξ_j

$$\int_{x_0}^{x}\left(\exp.\int_{x_0}^{\lambda}f(t;\xi_j)dt\right)d\lambda=C_1(\xi_j)\int_{z_0}^{z}\frac{1}{F(\eta)}\left(\exp.\int_{z_0}^{\eta}\frac{t\,dt}{F(t)}\right)d\eta+C_2(\xi_j). \tag{9}$$

Funcția z dată de relația implicită (9), dacă se introduce în ecuația a doua din sistemul (6) dă expresia funcției y în argumentul x și parametrii ξ_j.

Soluția generală a ecuației cu derivate parțiale de ordinul al doilea (1), conține două funcții arbitrare $C_1\left(\frac{x_1}{x_n},\frac{x_2}{x_n},\ldots,\frac{x_{n-1}}{x_n}\right)$ și $C_2\left(\frac{x_1}{x_n},\frac{x_2}{x_n},\ldots,\frac{x_{n-1}}{x_n}\right)$ cu proprietatea $XC_1=0$ și $XC_2=0$ și se obține din relațiile

$$\int_{x_0}^{x}\left(\exp\int_{x_0}^{\lambda}f(t;\xi_j)\,dt\right)\cdot d\lambda=C_1(\xi_j)\int_{z_0}^{z}\frac{1}{F(\eta)}\left(\exp.\int_{z_0}^{\eta}\frac{t\,dt}{F(t)}\right)d\eta+C_2(\xi_j) \tag{10}$$

$$u(x_1,x_2,\ldots,x_n)=\frac{F(z(x;\xi_j))}{\frac{d}{dx}z(x;\xi_j)}\Bigg|_{\substack{x=\frac{1}{n}\ln|x_1x_2\ldots x_n| \\ \xi_j=\frac{x_j}{x_n},\ (j=1,2,\ldots,n-1).}}$$

SUR LA RÉSOLUTION D'UNE ÉQUATION AUX DÉRIVÉES PARTIELLES DE DEUXIÈME ORDRE

(Resume)

La solution générale de l'équation aux dérivées partielles de deuxième ordre, nonlinéaire (1) est donée par (10) et contient deux fonctions arbitraires C_1 et C_2.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 — 1975**

ON THE SYNCHRONOUS AND ASYNCHRONOUS VARIATIONS IN THE ACTION PRINCIPLE WITH HIGHER DERIVATIVES

BY

M. BORNEAS

The present note inteds to hint the possibility of expressing the action principle with higher derivatives by the synchronous variation, based upon an earlier work of Gheorghiu [1].

It is well kown that the quantum field theory can be built starting from an action principle stated for the first time by Schwinger [2]. This principle goes beyond the principle of minimum action of Hamilton [3] by including variations at the boundary. It was applied usually for Lagrangians containing first order derivatives only, but it has been extended for higer order derivatives too, both in the domain of mechanics and in the domain of field theory [4]. The utilization of the asynchronous variation as postulate allows to obtain the conservation laws in a direct manner, from the very expression of the variation [5].

The action principle can be stated as follows: the asynchronous variation of the action reduces to the boundary terms. Remaining in the domain of mechanics, the asynchronous variation reads [4]:

$$\delta_a \int_{t_1}^{t_2} dt\, \mathfrak{L} = \int_{t_1}^{t_2} dt \sum_k \sum_{n=0}^{s} (-1)^n \left(\frac{d^n}{dt^n} \frac{\partial \mathfrak{L}}{\partial q_k^{(n)}} \right) \delta_0 q_k +$$

$$+ \int_{t_1}^{t_2} dt \frac{d}{dt} \left[\sum_k \sum_{n=1}^{s} \sum_{j=0}^{n-1} (-1)^j \left(\frac{d^j}{dt^j} \frac{\partial \mathfrak{L}}{\partial q_k^{(n)}} \right) \frac{d^{n-j-1}}{dt^{n-j-1}} \delta q_k - \right.$$

$$\left. - \sum_k \sum_{n=1}^{s} \sum_{j=0}^{n-1} (-1)^j \left(\frac{d^j}{dt^j} \frac{\partial \mathfrak{L}}{\partial q_k^{(n)}} \right) \frac{d^{n-j-1}}{dt^{n-j-1}} \frac{dq_k}{dt} \delta t + \mathfrak{L}\, \delta t \right] = \tag{1}$$

$$= \int_{t_1}^{t_2} dt \sum_k \sum_n (-1)^n \left(\frac{d^n}{dt^n} \frac{\partial \mathfrak{L}}{\partial q_k^{(n)}} \right) \delta_0 q_k +$$

$$+ \int_{t_1}^{t_2} dt \frac{d}{dt} \left[\sum_k \sum_{j=0}^{s-1} \sum_{n=j+1}^{s} (-1)^j \left(\frac{d^j}{dt^j} \frac{\partial \mathfrak{L}}{\partial q_k^{(n)}} \right) \frac{d^{n-j} q_k}{dt^{n-j}} - \mathfrak{L} \right] \delta t +$$

$$+ \int_{t_1}^{t_2} dt \frac{d}{dt} P^{(n)} = \int_{t_1}^{t_2} dt \sum_k L_k^{(n)} \delta_0 q_k + \int_{t_1}^{t_2} dt L_0^{(n)} \delta t + \int_{t_1}^{t_2} dt \frac{d}{dt} P^{(n)}$$

$\delta_0 q_k = \delta q_k - \dot{q}_k \delta t$ being the intrinsic variation, $q_k^{(n)} = d^n q_k / dt^n$, $L_k^{(n)}$ and $L_0^{(n)}$ being evident notations, and $P^{(n)}$ the rest of the expression which can be integrated at once. The conservation laws follow from the second integral for the energy, and from the third integral for the linear and angular momenta, expressions corresponding to the boundary terms [4].

On the other hand, if we write the syncronous variation we have

$$\delta_s \int_{t_1}^{t_2} dt\, \mathfrak{L} = \int_{t_1}^{t_2} dt \sum_k L_k^{(n)} \delta_0 q_k \tag{2}$$

(the variations at the boundary are zeo).

One shows [1] that

$$L_0^{(n)} + \sum_k \frac{dq_k}{dt} L_k^{(n)} = 0. \tag{3}$$

Thus we can state the action principle in the classical form : the action is minimum, that is the synchronous variations of the action must be zero, i.e.

$$\delta_s \int_{t_1}^{t_2} dt\, \mathfrak{L} = 0. \tag{4}$$

We compute the asynchronous variation as in (1), which, taking into account the equations of motion deduced from (4), reduces to

$$\delta_a \int_{t_1}^{t_2} dt\, \mathfrak{L} = \int_{t_1}^{t_2} dt\, L_0^{(n)}\, \delta t + \int_{t_1}^{t_2} dt\, \frac{dP^{(n)}}{dt}. \tag{5}$$

Now, keeping in view the equations of motion and Eq. (3), it results

$$L_0^{(n)} = 0 \tag{6}$$

i.e. the conservation law for the energy and, introducing (6) in (5)

$$\frac{dP^{(n)}}{dt} = 0. \tag{7}$$

i.e. the conservation laws for the momenta of different orders.

We think that the statement of the action principle in the classical form seems more natural.

Similar results may be obtained for the case of field theory, that is for multiple integrals [1].

REFERENCES

1. Gheorghiu O. Em., Bull. Sci. de l'Ecole polytechnique de Timişoara, 1946, t. 12, fasc. 3–4, p. 1.
2. Schwinger J., Phys. Rev., 1951, v. 82, p. 914.
3. Gabos Z., Mangeron D., and Stan I., *Fundamentele mecanicii*, Ed. Acad. R.P.R., Bucureşti, 1962.
4. Borneas M., Phys. Rev., 1969, v. 186, p. 1299.
5. Jauch J. and Rohrlich F., *The Theory of Photons and Electrons*, Addison–Wesley Publishing Company, Reading, Mass., 1955.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ–FIZICĂ–MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

ASUPRA CONVERGENŢEI ŞIRURILOR GENERALIZATE DE APLICAŢII MULTIVOCE

DE

T. BÂNZARU

Continuitatea aplicaţiilor multivoce poate fi caracterizată şi cu ajutorul şirurilor generalizate, care pentru valorile aplicaţiei sînt şiruri de mulţimi, ceea ce impune studiul unor proprietăţi ale acestora.

În prezenta lucrare ne propunem să studiem unele proprietăţi ale şirurilor generalizate de aplicaţii multivoce, convergente şi convergente topologic şi să stabilim legături cu şiruri de mulţimi din spaţiile valorilor aplicaţiilor multivoce considerate.

Definiţia 1. Dacă X şi Y sînt spaţii topologice atunci vom spune că şirul generalizat $(F\alpha)_{\alpha\in(D,\geqslant)}$ de aplicaţii din $M(X, Y)$ converge (converge topologic) în X către aplicaţia multivocă F, dacă şi numai dacă pentru orice $x\in X$ avem: $\lim\inf_{\alpha} F\alpha(x)=\lim\sup_{\alpha} F\alpha(x)=F(x)\neq\emptyset$ ($\mathrm{Lt}\,F\alpha(x)=F(x)\neq\emptyset$) şi se notează $F=\lim_{\alpha} F\alpha$ ($F=\mathrm{Lt}_{\alpha\in D} F\alpha$)*. Evident pe baza acestei definiţii avem:

Teorema 1. Orice şir generalizat monoton crescător de aplicaţii multivoce dintre spaţiile topologice $(X,\mathfrak{T})$ şi $(Y,\mathfrak{U})$ converge (converge topologic) în toate punctele $x\in X$ şi avem $\lim_{\alpha} F\alpha(x)=\bigcup_{\alpha\in D} F\alpha(x)$ ($\mathrm{Lt}\,F\alpha(x)=\overline{\bigcup_{\alpha\in D} F\alpha(x)}$). Pentru şiruri descrescătoare avem:

Teorema 2. Orice şir generalizat monoton descrescător de aplicaţii multivoce de la spaţiul topologic $(X,\mathfrak{T})$ la spaţiul topologic (compact) $(Y,\mathfrak{U})$ converge (converge topologic) pe mulţimea tuturor punctelor $x\in X$ pentru care $\bigcap_{\alpha} F\alpha(x)\neq\emptyset$ (pe întreg spaţiul X).

Demonstraţie; Deoarece $\lim_{\alpha} F\alpha(x)=\bigcap_{\alpha} F\alpha(x)$ mulţimea de convergenţă va fi $C=\{x\in X:\bigcap_{\alpha} F\alpha(x)\neq\emptyset\}$. Pentru convergenţa topologică, spaţiul Y fiind presupus compact, şirul generalizat de mulţimi $(F\alpha(x))_{\alpha\in D}$ are proprietatea intersecţiei finite şi deci $\bigcap_{\alpha\in D}\overline{F\alpha(x)}\neq\emptyset$, ceea ce atrage $\mathrm{Lt}\,F\alpha(x))=\bigcap_{\alpha\in D}\overline{F\alpha(x)}=F(x)$, F fiind definită pe tot spaţiul X.

Folosindu-ne acum de şiruri generalizate monotone de mulţimi putem demonstra:

Teorema 3. Un şir generalizat $(F\alpha)_{\alpha\in(D,\geqslant)}$ de aplicaţii multivoce dintre spaţiile topologice $(X,\mathfrak{T})$ şi $(Y,\mathfrak{U})$ converge (converge topologic) pe mulţimea $C\subset X$ către aplicaţia multivocă $F: C\to Y$ dacă şi numai dacă pentru orice $x\in C$, există şirurile monotone de mulţimi părţi ale lui Y, $(A\alpha)_{\alpha\in D}$ cu $A\alpha\subset A\beta$ pentru $\alpha\leqslant\beta$ şi $(B\alpha)_{\alpha\in D}$ cu $B\alpha\supset B\beta$, $\alpha\leqslant\beta$ care converge (converg topologic) la aceeaşi mulţime $F(x)\in\mathfrak{B}_0(Y)$ şi care satisfac incluziunile $A\alpha\subseteq F\alpha(x)\subseteq B\alpha$, $\forall\alpha\in D$.

Demonstraţie. Evident dacă $\lim_{\alpha} A\alpha=\lim_{\alpha} B\alpha$ atunci $\lim_{\alpha} F\alpha(x)=\bigcup A\alpha\neq\emptyset$ şi deci $F(x)=\bigcup_{\alpha\in D} A\alpha$. Reciproc dacă $F(x)=\bigcup_{\alpha\in D}\bigcap_{\beta\geqslant\alpha}\bigcup_{\alpha} F\beta(x)=\bigcap_{\alpha\in D}\bigcup_{\beta\geqslant\alpha}\bigcup_{\beta} F(x)$ atunci alegem $A\alpha=\bigcap_{\beta\geqslant\alpha} F\beta(x)$ şi $B\alpha=\bigcup_{\beta\geqslant\alpha} F\beta(x)$, $\alpha\in D$ care satisfac condiţiile teoremei.

Dacă considerăm şiruri generalizate de aplicaţii multivoce dintre spaţii topologice care să satisfacă şi condiţii de continuitate avem:

---

* Notaţiile sînt cele de la şirurile de mulţimi din [3].

Teorema 4. Dacă $(F\alpha)_{\alpha\in(D,\geqslant)}$ este un şir generalizat monoton crescător (descrescător) şi convergent de aplicaţii multivoce s.c.i. (s.c.s.), ale spaţiului topologic $(X, \mathfrak{S})$ în spaţiul topologic $(Y, \mathfrak{U})$, atunci $\lim\limits_{\alpha\in D} F\alpha = F$ este o aplicaţie multivocă s.c.i. (s.c. s.) pe X.

Demonstraţie. Dacă $(F\alpha)_{\alpha\in(D,\geqslant)}$ este monoton crescător şi convergent atunci $F(x)=\bigcup\limits_{\alpha\in D} F\alpha(x)$. Fie atunci $G\in\mathfrak{U}$. Avem: $F_{-1}(G)=\bigcup\limits_{\alpha\in D}(F\alpha)_{-1}(G)\in\mathfrak{S}$. deci F este s.c.s. Dacă $(F\alpha)_{\alpha\in(D,\geqslant)}$ este monoton descrescător şi convergent iar $F\alpha$ sînt aplicaţii s.c.s. avem: $F(x)=\bigcap\limits_{\alpha\in D} F\alpha(x)$. Dacă $G\in\mathfrak{U}$ atunci $F^{-1}(G)=\bigcap\limits_{\alpha\in D} F_\alpha^{-1}(G)\in\mathfrak{S}$.

Teorema 5. Dacă $(F\alpha)_{\alpha\in(D,\geqslant)}$ este un şir generalizat monoton crescător (descrescător) de aplicaţii multivoce s.c.i. (s.c.s.) ale spaţiului topologic $(X, \mathfrak{S})$ în spaţiul topologic (regulat şi compact) $(Y, \mathfrak{U})$, atunci aplicaţia multivocă $F=\mathrm{Lt}\, F\alpha$ este s.c.i. (s.c.s.) pe X.

Demonstraţie. Dacă şirul este monoton crescător iar aplicaţiile şirului sînt s.c.i. atunci avem: $F=\overline{\lim\limits_{\alpha} F\alpha}$ şi folosind teorema 4, respectiv semicontinuitatea inferioară a închiderii unei aplicaţii multivoce [7], prima parte a teoremei este demonstrată.

Dacă şirul generalizat $(F\alpha)_{\alpha\in D}$ este un şir monoton descrescător, iar aplicaţiile şirului sînt s.c.s. atunci avem: $F(x)=\bigcap\limits_{\alpha\in D}\overline{F\alpha(x)}$, $\forall x\in X$. Dar spaţiul $(Y,\mathfrak{U})$ fiind regulat şi compact, aplicaţiile $F\alpha$ sînt s.c.s. pe X [7]. Prin urmare $\lim\limits_{\alpha}\overline{F\alpha}$ este s.c.s. pe X şi cum $F=\lim\limits_{\alpha}\overline{F\alpha}$, teorema este complet demonstrată.

Definiţia 2. O familie $(F\alpha)_{\alpha\in D}$ de aplicaţii multivoce care aplică spaţiul topologic $(X, \mathfrak{S})$ în spaţiul topologic $(Y, \mathfrak{U})$, se spune a fi egal s.c.s. (s.c.i.) pe spaţiul X, dacă şi numai dacă în orice punct $x_0\in X$ avem proprietatea că pentru orice vecinătate $U\alpha$ a lui $F\alpha(x_0)$ (orice vecinătate $U\alpha$ care intersectează pe $F\alpha(x_0)$) există o vecinătate $V\in\mathfrak{V}_{x_0}$ astfel ca pentru orice $x\in V$ avem $F\alpha(x)\subset U^\alpha$, $\forall\,\alpha\in D\ (F\alpha(x)\cap U\alpha\neq\emptyset,\ \forall\alpha\in D)$.

Teorema 6. Dacă $(F\alpha)_{\alpha\in(D,\geqslant)}$ este un şir generalizat de aplicaţii multivoce egal s.c.s. ale spaţiului topologic $(X, \mathfrak{S})$ în spaţiul topologic compact $(Y, \mathfrak{U})$, iar $(F\alpha(x))_{\alpha\in(D,\geqslant)}$ este un şir generalizat de mulţimi închise pentru fiecare $x\in X$ astfel ca pentru orice $\alpha\in D$, $\bigcup\limits_{\beta\geqslant\alpha} F\beta(x)$ este închisă, atunci aplicaţia multivocă $F^*=\mathrm{Ls}F\alpha$ este definită pe întreg spaţiul X şi este s.c.s.

Demonstraţie. Se ştie că $F^*(x)=\bigcap\limits_{\alpha\in D}\overline{\bigcup\limits_{\beta\geqslant\alpha} F\beta(x)}$ Evident în condiţiile teoremei $F^*(x)$ există şi este nevidă pentru $\forall x\in X$.

Fie acum $x_0\in X$ şi $U\in\mathfrak{U}$ astfel ca $F^*(x_0)\subset U$, $U\neq Y$. Putem atunci scrie că $F^*(x_0)\cap(Y-U)=\emptyset$ şi $F^*(x_0)\neq\emptyset, C\,U\neq\emptyset$. $\Rightarrow\bigcap\limits_{\alpha\in D}\bigcup\limits_{\beta\geqslant\alpha}[F\beta(x_0)\cap CU]=\emptyset$.

Deoarece spaţiul $(Y, \mathfrak{U})$ este compact iar familia $\{\bigcup\limits_{\beta\geqslant\alpha}[F\beta(x_0)\cap C\,U]\}_{\alpha\in D}$ este o familie de mulţimi închise a cărei intersecţie este vidă, există $\alpha\in D$ astfel ca $\forall\,\beta\geqslant\alpha$ să avem $F\beta(x_0)\cap\cap CU\neq\emptyset$ sau $F\beta(x_0)\subset U$. Cum familia $(F\alpha)_{\alpha\in D}$ este egal s.c.s. pe $X, \exists\}V\in\mathfrak{V}_{x_0}$; $\forall\,x\in V\Rightarrow F\beta(x)\subset\subset U$, $\forall\beta\geqslant\alpha$. Avem atunci şi $\bigcup\limits_{\beta\geqslant\alpha}[F\beta(x)\cap C\,U]=\emptyset$ şi evident $\bigcap\limits_{\alpha\in D}\bigcup\limits_{\beta\geqslant\alpha}[F\beta(x)\cap CU]=\emptyset$ adică $\forall x\in V\Rightarrow F^*(x)\subset U$. Dacă $U=Y$ atunci evident pentru orice vecinătate a lui x_0 această incluziune este satisfăcută ceea ce demonstrează complet teorema.

BIBLIOGRAFIE

1. Berge C., *Espaces topologiques. Founctions multivoques.* Dunod. Paris 1959.
2. W. S. Thron, *Topological Structures.* Halt Rinehart 1966.
3. Kuratovski K., *Introducere în teoria mulţimilor şi în topologie.* Traducere din limba poloneză, Ed. tehnică Bucureşti 1969.
4. S. Mrowka, On the convergence of nets of sets. Fund. Math. 45. (1958).
5. A. Ney, Contributions a la theorie de le convergence des suites et des series l'ensembles dans $\mathfrak{L}(E)$. Mathematica. Cluj. vol. 13 (36), 1, 1971.

6. T. Bânzaru, *Asupra continuităţii aplicaţiilor multivoce.* Bul. Şt. şi Tehn. al I. P, T. Tom 16 (30) Fas. 2/1971.
7. T. Bânzaru, Aplicaţii multivoce şi spaţiile M-produs Bul. Şt. şi Tehn. al I. P. T. Seria Mat. — Fizică—Mecanică Teoretică şi aplicată. Tom 17 (31) Fasc. 1/1972.
8. T. Bânzaru, *Asupra unor proprietăţi ale aplicaţiilor multivoce.* Studii şi Cercetări Matematice Nr. 10 Tom 24/1972.

К СХОДИМОСТИ ОБОБЩЕННЫХ РЯДОВ МНОГОЗНАЧНЫХ ОТОБРАЖЕНИЙ

(Резюме)

В настоящей работе определяются сходимость и топологичная сходимость обобщенных рядов многозначных отображений и исследуется связь между данными понятиями и непрерывностью отображений ряда. Первоначально учитываются монотонные ряды, а затем, при их помощи дается теорема (3) характеризующая сходимость, соответственно топологичную сходимость для произвольных рядов.

Используя затем понятие «равно непрерывность» для семейства многозначных отображений даются условия характеризующие неперерывность предельного топологичного высшего многозначного отображения.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ–FIZICĂ–MECANJCĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

ÜBER MECHANISMEN DES AUFTRETTENS MAGNETISCHER ANISOTROPIE IN Ni-Co-SCHICHTEN

VON

COLETA DE SABATA, C. MARCU, DOROTHEA MIHAILOVICI

A. EINLEITUNG

Einer der Grundprobleme im Falle der Ni-Co-Schichten gipfelt in der Erklärung des Mechanismus der zur Erscheinnung der magnetischen Anisotropie führt [1], [2], [3], [4], [5], [6], [7].

Experimentelle Untersuchungen weisen darauf hin, dass neben dem Mechanismus gedeutet von Néel [2] und Taniguchi [3], auch eine weitere Komponente ins Auge gefasst werden muss, die der freien Energie der magnetoelastischen Anisotropie zuzuschreiben ist, die durch die Verspannungen des Schichträgers hervorgerufen wird [5].

In der vorliegenden Arbeit wurde diese Komponente und ihr Beitrag zum magnetischen Verhalten der Schichten während der quasistatischen Remagnetisierungsprozesse im Wechselfeld [8] untersucht.

B. VERSUCHSVERFAHREN

Die elektrolytischen Schichten wurden aus dem Ni-Co-Bad [9] hergestellt, für welc die einachsige Anisotropiekonstante den Wert $K_u \cong 4 \cdot 10^2$ J/m² besitzt [5]. Der elektrolytis Niederschlag ruft in der Schicht Druckspannungen hervor.

Die Proben wurden einer statischen Torsionsverformung im Winkelbereich von 0° bis 420° unterworfen. Diesen Werten entsprechen eine spezifische Verdrillung $\theta = 0 \sim 12{,}7$ °/cm und eine spezifische Scherung $\gamma = 0 \sim 0{,}635°$. Die maximale Spannungen, die im Material auftretten nähern sich der Zereissgränze $\sigma_{max} = 5 \cdot 10^8$ N/m².

In Abbildung 1 ist der Remanenzfaktor J_R/J_S in Abhängigkeit von der angewandten Torsionsspannung dargestellt.

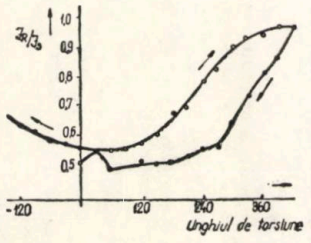


Abb. 1. Die Veränderung des Remanenzfaktors in Abhängigkeit der angewandten Torsionsspannung

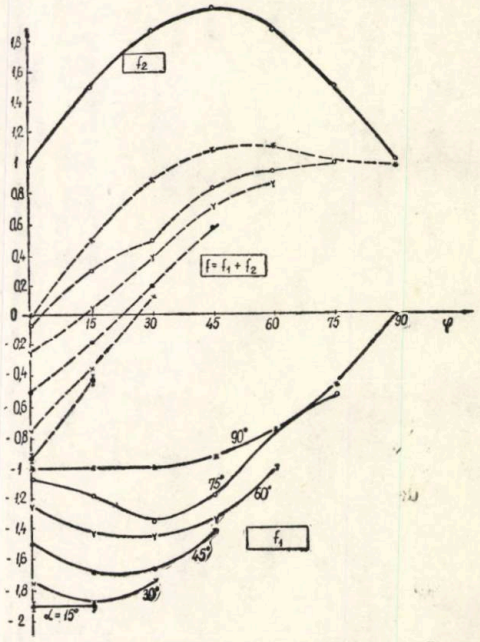


Abb. 2. Das Modell der charakteristischen Grössen

C. THEORITISCHE BETRACHTUNGEN

Um den Beitrag der magnetoelastischen Energie feststellen zu können, bedienen wir uns des in Abbildung 2 abgebildeten Modells.

Der Ausdruck der auf die Volumeneinheit bezogenen freien Energie ist, bis auf eine additive Konstante, durch $W(\alpha, \varphi)=K_u\cdot\sin^2(\alpha-\varphi)-J_s\cdot H\cdot\cos\varphi+\frac{3}{2}\cdot|\lambda_s|\cdot\sigma_{max}\cdot\cos^2(45^\circ-\varphi)$ gegeben.

Aus dieser Beziehung folgt für die Funktion der freien Energie

$$f=\frac{W(\alpha,\varphi)}{K_u}$$

der Ausdruck

$$f=\sin^2(\alpha-\varphi)-n\cdot\cos\varphi+a\cdot\cos^2(45^\circ-\varphi)$$

im welchen

$$n=\frac{J_s\cdot H}{K_u}\quad\text{und}\quad a=\frac{3}{2}\cdot\frac{|\lambda_s|}{K_u}\cdot\sigma_{max}.$$

Es ist ersichtlich, dass n nur vom Magnetfeld und a nur von den mechanischen Verspannungen abhängig sind.

Dieser Umstand erlaubt den Beitrag eines jeden Prozesses zur inneren Energie des ferromagnetischen Materials getrennt zu verfolgen. Somit, kann die Funktion der freien Energie unter die Form

$$f=f_1+f_2$$

gebracht werden, wobei

$$f_1=\sin^2(\alpha-\varphi)-n\cdot\cos\varphi\quad\text{und}\quad f_2=a\cdot\cos^2(45^\circ-\varphi).$$

Mit Hilfe dieser Beziehungen kann die Veränderung der Komponenten für alle möglichen Richtungen des Magnetisierungsvektors innerhalb eines Bezirkes verfolgt werden, dass heisst $\alpha\in(0^\circ, 90^\circ)$.

Die Rechnungsergebnisse für $n=2$ und $a=0$ bzw. $a=2$ sind in Abb. 3 dargestellt. Hier sind sowohl die Funktionen f_1 und f_2, als auch $f=f_1+f_2$ in Abhängigkeit vom Winkel φ dargestellt, wobei dem Winkel α, der als Parameter gilt, die Werte 15°, 30°, 45°, 60°, 75° und 90° gegeben wurden.

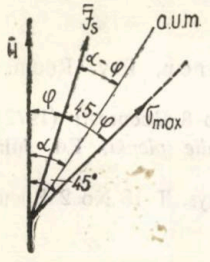


Abb. 3. Die Veränderung der freien Energiefunktion in bezug auf dem Winkel

Im weiteren untersuchen wir das energetische Verhalten verschiedener Bezirke der Probe, Bezirke deren leichte Magnetisierungsachse in den Richtungen $\alpha\in 0^\circ-90^\circ$ liegen und einer Drillung unterworfen wurden.

a) Im Falle einer unverdrillten Probe, wird die freie Energie durch die Funktion f_1 beschrieben. Die Minimas der freien Energie in Abhängigkeit von φ liegen im Bereiche $(15^\circ-30^\circ)$ für alle Bezirke, wobei $\alpha\in 30^\circ-75^\circ$. Für die andere Richtungen des Magnetisierungsvektors, also $\alpha<15^\circ$ und $\alpha>75^\circ$ liegen diese Werte zwischen 0° und 30°.

Daraus folgt, dass die leichte Magnetisierungsrichtung im Falle eines mechanisch nicht verformten Materials unter einem Winkel von cca 30° im bezug auf die Probenachse liegt.

b) Das Vorhandensein einer Torsion wird durch die Komponente f_2 der freien Energie angegeben. Wie in Abb. 3 ersichtlich, hat dieselbe in einer Richtung von 45° in bezug auf die Probenachse ein Maximum. Daraus ergibt sich, dass ihr Beitrag darin besteht den Magnetisierungsvektor $\vec{J}_s$ entweder paralell oder senkrecht auf die Probenachse auszurichten, da in beiden Fällen die Komponente f_2 abnimmt.

Aus der graphischen Darstellung der Summe $f=f_1+f_2$ geht klar hervor, dass die freie Energie in einer annäherenden Richtung der Probenachse ein Minimum aufweist, unabhängig von der Richtung des Magnetisierungsvektors $\vec{J}_s$. Somit hat eine Verdrillung die Zunahme des Remanenzfaktors zur Folge, da die Richtungen des Magnetisierungsvektors $\vec{J}_s$ zur Probenachse sich verlagern.

Aus Abb. 1 geht hervor, dass Anfangs für relativ kleine Verdrillungen, der Remanenzfaktor mit zunehmender Verdrillung abnimmt. Dies entspricht einer Zunahme des Winkels α, also einer Entfernung der magnetischen Vorzugsachse in bezug auf die Probenachse. Zieht man in

BIBLIOTECA MUZEULUI TEHNIC 1848

Betracht, dass diese Erscheinung im Bereiche kleiner Spannungen auftritt, für welche die Funktion f_1 (Abb. 3) eine Zunahme aufweist, kann man das Anwachsen des Winkels α mit der Beanspruchung dahin deuten, dass die anfangs vorhandenen inneren Spannungen, die bei der Bildung der Schicht entstanden sind, abnehmen.

Die Verringerungen der inneren Spannungen sind den induzierten Spannungen zuzuschreiben, die bei der Verdrillung erzeugt werden, Spannungen die im entgegengesetzten Sinne, die ursprünglich vorhanden waren.

Das weitere Ansteigen des Remanenzfaktors mit der Verdrillung (Abnahme des Winkels α) wird durch das Anwachsen der Verspannungen durch Drillungen bestimmt, welche die Erscheinung eines Minimums der freien Energie in der Richtung $\alpha=0°$ hervorruft.

D. SCHLUSSFOLGERUNGEN

Die leichte Magnetisierungsrichtung, die in elektrolytisch niedergeschlagenen Ni-Co-Schichten auftritt und nicht mit der Probenachse zusammenfällt, kann im Einklang mit dem von Néel [2] und Taniguchi [3] vorgeschlagenen Mechanismus erklärt werden.

Diese Tatsache kann theoretisch mit Hilfe der Veränderung der freien Energie (f_1), die in Abb. 3 dargestellt ist, gedeutet werden.

Weiterhin muss der magnetoelastischen Energie die während der Herstellung des elektrolytischen Niederschlags im Material aufgespeichert wird, eine besondere Bedeutung zugeschrieben werden. Sie kann mit Hilfe der Remagnetisierung der durch Drillung verformten Schichten, verfolgt werden. Ihre Veränderung bewirkt das Anwachsen des Remanenzfaktors der Probe und ein irreversibles Verhalten dieses Faktors, welches eben durch die Abnahme dieser energetischen Komponente erklärt werden kann.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Z. Málek, W. Schüppel, Phys. stat. sol. *2*, 136, (1962).
2. L. Néel, J. Phys. Radium *15*, 225 (1954).
3. S. Taniguchi, Sci. Rep. Rev. Inst. Tôhoku Univ. *A7*, 269, (1955).
4. W. Andrä, H. Danau, H. Gengnagel, M. Ondris, H. Rataiczak, W. Ruske, K. Steenbeck, P. Weber, Proc. Internat. Conf. Magnetism, Nottingham 1964 (p. 794).
5. W. Ruske, P. Weber, Phys, stst. sol. *12*, 321 (1965).
6. C. De Sabata, I. Mihalca, D. Mihailovici, C. Marcu, Rev. Roum. de Phys. T 17 No 5 Bucureşti (1972).
7. C. De Sabata, C. Marcu, Stud. şi Cercet. de Fiz. T 24 No 8 Bucureşti (1972).
8. W. Andrä, *Kvazistaticescoe peremagnicivanie tonkie ferromagnitnüe plenki*, Ed. Mir, Moscova, 1964.
9. A. Munteanu, A. Schiff, C. Marcu, Rev. Roum de Phys. T 15 No 2 Bucureşti (1970).

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ–FIZICĂ–MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

DIE PERIODISCHEN BEWEGUNGEN EINES STOSSSCHWINGERS IM FALLE PLASTISCHER STÖSSE

VON

GH. SILAŞ, L. BRÎNDEU

Die Methode mit der einseitigen Bindungsfunktion [1]–[3] erlaubt es alle möglichen Bewegungszustände eines Stossschwingers im Falle plastischer Stösse ($R=0$) zu bestimmen. Im Besonderen werden die Bewegungen mit nichtplötzlichen Stössen und Kontakt untersucht.

1. DAS STOSSSCHWINGSYSTEM

Das Stossschwingsystem mit einem Freiheitsgrad und einem Stosspaar ist in Abb. 1 dargestellt.

Auf die Masse wirkt die Erregerkraft $Q(t)=mA\omega^2\cos\omega t-mg$.

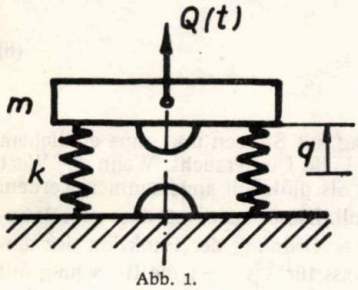


Abb. 1.

Die Bewegungsdifferentialgleichung ist

$$\ddot{mq}+kq=mA\omega^2\cos\omega t-mg \tag{1}$$

Wenn man den Abstand bis zum Limitator mit q_0 bezeichnet, dann können die Stösse im Stosspaar mit Hilfe der Funktion

$$f(q)=q+q_0\geqslant 0 \tag{2}$$

untersucht werden.

Wenn zum Zeitpunkt $t=t_k$ ein Stoss stattfindet, so ist $q(t_k)=-q_0$ und die Geschwindigkeit am Ende des Stosses ist $\dot{q}'(t_k)=0$. Die periodischen Bewegungen des Systems haben die Periode $t_{k+1}-t_k=r\frac{2\pi}{\omega}$, $(r=1, 2, \ldots)$ und die Geschwindigkeit am Anfang des Stosses ist $\dot{q}(t_k)=\dot{q}_c$.

2. DIE KLASSIFIZIERUNG DER MÖGLICHEN BEWEGUNGEN

Im Falle plastischer Stösse können Bewegungen mit oder ohne einem endlichen Zeitintervall andauernden Sillstand auf dem Limitator auftreten. Um die Bewegungzustände zu untersuchen, werden folgende Bezeichnungen eingeführt

$$\xi_n=\frac{\omega_n}{\omega}=\frac{1}{\omega}\sqrt{\frac{k}{m}},\quad s=\frac{q_0}{A}-\frac{g}{A\omega_n^2}. \tag{3}$$

Da $R=0$, gilt für alle Fälle

$$\left(\frac{df}{dt}\right)_1=\dot{q}'(t_k)=0. \tag{4}$$

Im Weiteren muss das Vorzeichen der Ableitungen höherer Ordnung bestimmt werden.

Nimmt man die Bewegungsdifferentialgleichung in Betracht so erhält man

$$\left(\frac{d^2f}{dt^2}\right)_1 = \ddot{q}'(t_k) = A\omega^2(\cos\omega t_k + \xi_n^2 s). \tag{5}$$

Es können entsprechend Gl. (5) folgende Fälle auftreten:

Fall I: $$\cos\omega t_k > -\xi_n^2 s. \tag{6}$$

Das Fall kann nur dann auftreten, wenn $\xi_n^2 s > -1$.

Entsprechend (5) ist $\left(\frac{d^2f}{dt^2}\right)_1 > 0$, die Bewegung ist mit Stössen aber ohne endlichen Stillstand auf dem Limitator. Die Parameter der periodischen Bewegungen und die Stabilitätsbedingungen bestimmt man wie im Falle $R \neq 0$. Durch Einsetzen von $R=0$ erhält man gleich die Existenz- und Stabilitätsbereiche der Bewegungen mit Stössen aber ohne endlichem Stillstand auf dem Limitator

Fall II: $$\cos\omega t_k = -\xi_n^2 s. \tag{7}$$

Dieser Fall tritt auf, nur wenn $-1 < \xi_n^2 s < 1$.

Aus Gl. (5) folgt, dass $\left(\frac{d^2f}{dt^2}\right)_1 = 0$. Das bedeutet, dass die Ableitung nächster Ordnung berechnet werden muss. Die Ableitung dritter Ordnung der einseitigen Bindungsfunktion ist

$$\left(\frac{d^3f}{dt^3}\right)_1 = \dddot{q}'(t_k) = -A\omega^3 \sin\omega t_k \tag{8}$$

welche in Allgemeinen von Null verschieden ist.

Wenn der Wert (8) positiv ist, so verläuft die Bewegung mit Stössen und ohne endlichem Stillstand auf dem Limitator. Die Bewegung wird so wie im Falle I untersucht. Wenn der Wert negativ ist, so kann der Kontakt mit dem Limitator nicht als plötzlich angenommen werden.

Für die Werte $\xi_n^2 s = \pm 1$, wird der Ausdruch (8) gleich Null. Dieses bedeutet, dass zum Bewegungsstudium auch die Berechnung von Ableitungen höherer Ordnung der Funktion der einseitigen Bindung notwendig ist. Man überzeugt sich leich, dass für $\xi_n^2 s = -1$ die Bewegung mit endlichem Stillstand auf dem Limitator verläuft, für $\xi_n^2 s = 1$ hingegen ist der Kontakt mit dem Limitator plötzlich.

Fall III. $$\cos\omega t_k < -\xi_n^2 s. \tag{9}$$

Diese Ungleichheit gilt immer, wenn $\xi_n^2 s < -1$.

Aus (6) und (9) folgt $\left(\frac{d^2f}{dt^2}\right)_1 < 0$ welches bedeutet, dass der Kontakt mit dem Limitator nicht plötzlich sein kann.

3. DIE BESTIMMUNG DER BEWEGUNGEN MIT STILLSTAND

Die Bewegungszustände mit endlichem Stillstand auf dem Limitator müssen mit Hilfe des Reaktions multiplikators λ untersucht werden [1].

Während dem Stillstand der Masse auf dem Limitator gilt

$$-kq_0 = mA\omega^2 \cos\omega t + \lambda \tag{10}$$

Es folgt für den Multiplikator λ, aus (10) berechnet,

$$\lambda = -mA\omega^2 (\cos\omega t_k + \xi_n^2 s) \tag{11}$$

Dieser Ausdruch muss während dem Kontakt positives Vorzeichen haben. Das Ende des Kontakts folgt aus $\lambda=0$, zum Zeitpunkt $t=\tau_k$:

$$\cos \omega\tau_k = -\xi_n^2 s. \tag{12}$$

Diese Gleichung hat Lösungen nur wenn $\xi_n^2 | s | < 1$.

Wenn das nicht zutrifft, so ist der Kontakt mit dem Limitator ständig.
Weil für zeitlich begrenzten Kontakt der Multiplikator positiv sein muss, folgt aus (11)

$$\omega (\tau_k - t_k) < 2\pi \tag{13}$$

Bezeichnet man $z=\omega (t_{k+1}-\tau_k)$ und nimmt man in Betracht, dass die Periode der Bewegung $r\frac{2\pi}{\omega}$ ist, so gilt:

$$2(r-1)\pi < z < 2r\pi \tag{14}$$

Die periodischen Bewegungen mit endlichem Stillstand auf dem Limitator bestimmt man durch Integration der Gl. (1) mit den Anfangsbedingungen

$$q(\tau_k) = -q_0, \quad \dot{q}(\tau_k) = 0. \tag{15}$$

Wenn man in der gefundenen Lösung die Bedingung

$$q(t_{k+1}) = -q_0 \tag{16}$$

stellt, so erhält man

$$\operatorname{tg} \omega \tau_k = \frac{2\left(\xi_n^2 \sin^2 \frac{z}{2} - \sin^2 \frac{\xi_n z}{2}\right)}{\xi_n (\sin \xi_n z - \xi_n \sin z)}. \tag{17}$$

Durch Elimination von τ_k aus den Gl. (12) und (17) erhält man die Beziehung zwischen z und s, die Werte von z sind durch die Unhgleichheit (14) bestimmt.
Die Bewegung verläuft ohne Stösse wenn die Bedingung

$$\left(\frac{df}{dt}\right)_0 = \dot{q}(t_{k+1}) = 0 \tag{18}$$

erfüllt ist, welche mit Hilfe von (1) wie folgt geschrieben werden kann:

$$\operatorname{tg} \omega\tau_k = \frac{\xi_n \sin z - \sin \xi_n z}{\xi_n (\cos \xi_n z - \cos z)} \tag{19}$$

Durch Elimination von τ_k aus Gl. (17) und (19) erhält man

$$\operatorname{tg} \frac{z}{2} = \frac{1}{\xi_n} \operatorname{tg} \frac{\xi_n z}{2}. \tag{20}$$

Die Lösungen dieser Gleichung bestimmen die Bewegungszustände des Systems, welche ohne Stösse mit endlichen Stillstand auf dem Limitator verlaüfen.
Das allgemeine Studium der Bewegungen mit nichtplötzlichem Kontakt führt auf komplizierte algebraische Gleichungen, welche nur numerisch für bestimmte Werte von ξ_n gelöst werden können.

Um die Methode zu veranschaulichen, wird der Fall $\xi_n = \frac{1}{2}$ untersucht. Für diesen Fall wird die Gl. (12)

$$\cos \omega\tau_k = -\frac{1}{4} s,$$

Bezeichnet man mit $\eta\omega$ den Hauptwert des Winkels, so kann die allgemeine Lösung wie folgt geschrieben werden

$$\tau_k = 2kr\frac{\pi}{\omega} \pm \eta. \tag{21}$$

Für $s \leqslant 0$ entsprechen $0 < \eta\omega \leqslant \frac{\pi}{2}$ und für $s > 0$ entsprechen $\frac{\pi}{2} < \eta\omega < \pi$. Durch einfache Umformungen kann die Gl. (17) wie folgt geschrieben werden:

$$\operatorname{tg}\omega\tau_k = -\operatorname{tg}\frac{z}{4}.$$

Bezeichnet man mit k' eine ganze Zale, so folgt aus dieser trigonometrischen Gleichung

$$z = 4\,(2k'r\pi - \omega\tau_k). \tag{22}$$

Mit den Lösungen (21) und (22), weil $0 < \eta\omega < \pi$ kann man zeigen, dass die Ungleichheit (14) nur für $k' = k$ und $r = 1\,;\ 2$ erfüllt ist. Weil $z > 0$, und durch Berechnung $z = \mp 4\eta\omega$, sind nur die positiven Lösungen entsprechend. Folglich berechnet man die Stossmomente und die Zeitpunkte des Ablösen vom Limitator mit den Formeln

$$t_{k+1} = 2kr\frac{\pi}{\omega} + 3\eta;\ \tau_k = 2kr\frac{\pi}{\omega} - \eta. \tag{23}$$

Die Bewegungen ohne Stösse bestimmt man mit Gl. (30) in welcher $z = 4\eta\omega$. Die Lösungen dieser Gleichung erfüllen die Bedingung $\operatorname{tg}\eta\omega = 0$. Daraus folgt $\eta = 0$ für $s \leqslant 0$, und $\eta = \frac{\pi}{\omega}$ für $s > 0$. Weil $\cos\omega t_k = \cos\omega\tau_k = \pm 1$, entsprechen diese Situationen dem Fall II.

Es folgt, dass nur für $s = -4$ und $\eta = 0$ der Kontakt mit dem Limitator nicht plötzlich ist.

Man bemerkt gleich, dass in diesem Fall das System im Stillstand auf dem Limitator verweilt und die Geschwindigkeit $\dot{q}_c = 0$. Für $s = 4$ und $\eta = \frac{\pi}{\omega}$ verläuht die Bewegung ohne Stösse, der Kontakt mit dem Limitator ist aber plötzlich. Für diesen Fall können die Ergebnisse des vorher bestimmten allgemeinen Falls angewendetwerden.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Gh. Silas, L. Brîndeu, Behandlung periodischer Bewegungen von Rüttelsystemen mit den Lagrangeschen Gleichungen. VDI Berichte, Nr. 135, 1969.
2. Gh. Silas, O nouă metodă de studiu a sistemelor vibropercutante liniare cu un grad de liberta e şi o cuplă percutantă. Bul. Şt. şi Tehnic al Institutului politehnic Timişoara, Seria Mat.—Fiz,—Mec. Tom 16 (30) fasc. 1, 1971.
3. Gh. Silas, L. Brîndeu, Mişcări periodice ale unui vibrator rezemat pe un limitator rigid. Bul. Şt. şi Tehnic al Institutului politehnic Timişoara, Seria Mat.—Fiz.—Mec. Tom 18 (32), fasc. 2, 1973.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ–FIZICĂ–MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICĂTĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

STATIONÄRE BEWEGUNGSZUSTÄNDE EINER KLASSE VON AGGREGATEN MIT LINEAR-ELASTISCHEN BINDUNGEN

VON

GH. SILAŞ, I. GROŞANU

Bei einer grossen Anzahl von Aggregaten hat die Arbeitsmaschine, welche linear-elastische Bindungen besitzt, mehrere Freiheitsgrade und die Bewegung von der Antriebsmaschine zur Arbeitsmaschine wird mit einem Kurbelstangentrieb übertragen.

Für eine Klasse von solchen Aggregaten wird der Fall betrachtet, wenn die Antriebsmaschine ein elektrictrischen Asynchronkurzschlussmotor ist. Für diese elektrische Motore kann die Charakteristik Näherungsweise durch eine bekannte Funktion $M_s(\dot{\varphi})$ der Winkelgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ ausgedrückt werden.

Es wird vorausgesetzt, dass die Dämpfungen geschwindigkeitsproportional sind, die Massen des Kurbelstangentriebs werden vernachlässigt und das Verhältrus $\lambda = \frac{r}{l}$ ist viel kleiner als Eins. Die Bewegungsdifferentialgleichungen des Aggregates sind:

$$\sum_{j=1}^{n} (m_{ij}\ddot{x}_j + c_{ij}\dot{x}_j + k_{ij}x_j) = \delta_i^1 k_1 r \sin\varphi$$

$$J\ddot{\varphi} + C\dot{\varphi} = M_d + k_1 r x_1 \cos\varphi - \frac{1}{2} k_1 r^2 \sin 2\varphi, \tag{1}$$

$$T_d \dot{M}_d + M_d = M_s(\dot{\varphi}).$$

Hier bedeuten M_d die dynamische Kennlinie des electrischen Motors und δ_i^1 ist 1 für $i=1$ und Null für $i \neq 1$.

Periodischer stationärer Bewegungszustand. Von besonderer Wichtigkeit sind die periodischen stationären Bewegungszustände des Aggregates. Diese Bewegungszustände entstehen nur für bestimmte Parameterwerte des Aggregates.

Bei der Bestimmung der Existenzbedingungen dieser Bewegungszustände, werden folgende Bezeichnungen benützt.

$$\omega_{11}^2 = \frac{k_{11}}{m_{11}},\ \tau = \omega_{11} t,\ \mu_{ij} = \frac{m_{ij}}{m_{11}},\ 2\zeta_{ij} = \frac{c_{ji}}{m_{11}\omega_{11}},\ y_j = \frac{x_j}{r},$$

$$\xi_{ij}^2 = \frac{\omega_{ij}^2}{\omega_{11}^2},\ \omega_{ij}^2 = \frac{k_{ij}}{m_{11}},\ \eta_1 = \frac{k_1}{m_{11}\omega_{11}^2},\ (i, j = 1, 2, \ldots, n)$$

$$\Omega = \frac{d\varphi}{d\tau},\ \Omega' = \frac{d\Omega}{d\varphi},\ \varepsilon\bar{M} = \frac{M_d}{J\omega_{11}^2},\ \varepsilon\bar{D} = \frac{C}{J\omega_{11}}, \tag{3}$$

$$\varepsilon\bar{\rho} = \frac{k_1 r}{J\omega_{11}^2},\ \varepsilon\bar{G}(\Omega) = \frac{M_s(\omega_{11}\Omega)}{J\omega_{11}^2},\ \varepsilon\bar{T} = T_d\omega_{11}.$$

Hier ist ε ein kleiner Parameter. Die Differentialgleichungen der stationären Bewegungen des Aggregates sind:

$$\sum_{j=1}^{n}(\Omega^2 y_j''+2\zeta_{ij}y_j'+\Omega\Omega' y_j'+\xi_{ij}^2 y_j)=\delta_i^1\eta_1\sin\varphi,$$

$$\Omega\Omega'+\varepsilon\bar{D}\Omega=\varepsilon\bar{M}+\varepsilon\bar{\rho}y_1\cos\varphi-\frac{1}{2}\varepsilon\bar{\rho}\sin 2\varphi, \tag{4}$$

$$\varepsilon\bar{T}\Omega\bar{M}'+\bar{M}=\bar{G}(\Omega).$$

Die Lösungen dieses Systems, welche die stationären Bewegungszustände für den nicht-inneren-Resonanzfall des Aggregates, werden Näherungsweise als Reihenentwicklungen dargestellt

$$\begin{aligned} y_j(\varphi)&=y_j^{(0)}(\varphi)+\varepsilon y_j^{(1)}(\varphi)+\varepsilon^2 y_j^{(2)}(\varphi)+\ldots,\\ \Omega(\varphi)&=\Omega^{(0)}(\varphi)+\varepsilon\Omega^{(1)}(\varphi)+\varepsilon^2\Omega^{(2)}(\varphi)+\ldots,\\ \overline{M}(\varphi)&=\overline{M}^{(0)}(\varphi)+\varepsilon\overline{M}^{(1)}(\varphi)+\varepsilon^2\overline{M}^{(2)}(\varphi)+\ldots, \end{aligned} \tag{5}$$

Für die Näherung nullter Ordnung erhält man

$$\Omega^{(0)}=\text{const.},\quad M^{(0)}=G(\Omega^{(0)}), \tag{6}$$

und die dimensionslosen Verschiebungen y_j sind die Partikularlösungen des Systems

$$\sum_{j=1}^{n}(\Omega^{(0)2}y_j^{(0)''}+2\zeta_{ij}\Omega^{(0)}y_j^{(0)'}+\xi_{ij}^2 y_j^{(0)})=\delta_i^1\eta_1\sin\varphi. \tag{7}$$

Diese sind

$$y_j^{(0)}=A_j^{(0)}(\Omega^{(0)})\cos\varphi+B_j^{(0)}(\Omega^{(0)})\sin\varphi, \tag{8}$$

$$(j=1,\ 2,\ \ldots,\ n)$$

Die Konstanten $A_j^{(0)}(\Omega^{(0)})$ und $B_j^{(0)}(\Omega^{(0)})$ werden aus den Systemen:

$$\sum_{j=1}^{n}(\Omega^{(0)2}-\xi_{ij}^2)A_j^{(0)}(\Omega^{(0)})+2\Omega^{(0)}\sum_{j=1}^{n}\zeta_{ij}B_j^{(0)}(\Omega^{(0)})=0, \tag{9}$$

$$-2\Omega^{(0)}\sum_{j=1}^{n}\zeta_{ij}A_j^{(0)}(\Omega^{(0)})+\sum_{j=1}^{n}(\Omega^{(0)2}-\xi_{ij}^2)A_j^{(0)}(\Omega^{(0)})=\delta_i^1\eta_1 \tag{10}$$

bestimmt.

In erster Näherung ist die Gleichung der Drehbewgung des Aggregates

$$\Omega^{(0)}\Omega^{(1)}=\bar{G}(\Omega^{(0)})+\frac{1}{2}\bar{\rho}A_j^{(0)}(\Omega^{(0)})-\bar{D}\Omega^{(0)}+\frac{1}{2}\bar{\rho}A_j^{(0)}\cos 2\varphi+\frac{1}{2}\bar{\rho}[B_j^{(0)}(\Omega^{(0)})-1]\sin 2\varphi. \tag{11}$$

Damit det stationäre Bewegungszustand periodisch ist, ist es hinreichend, dass die Winkelgeschwindigkeit $\Omega(\varphi)$ eine periodische Funktion ist. Beschränkt sich das Studium auf die ersten zwei Näherungen so muss $\Omega^1(\varphi)$ periodisch sein, weil $\Omega^{(0)}$ eine Konstante ist. Es ist deshalb notwendig, dass die Summe aller konstanter Glieder aus Gl. (11) Null ist. Die Periodizitätsbedingung des stationären Bewegungszustandes ist

$$G(\Omega^{(0)})+\frac{1}{2}\rho A_j^{(0)}(\Omega^{(0)})-D\Omega^{(0)}=0. \tag{12}$$

Dieses ist eine algebraische Gleichung aus welcher die Werte der Konstanten $\Omega^{(0)}$ berechnet werden. Nur für die reellen und positiven Wurzeln der Gl. (12) entstehen stationäre periodische Bewegungszustände.

Die Stabilität des stationären und periodischen, Bewegungszustandes. Zum Studium der Stabilität des stationären periodischen Bewegungszustandes welche mit (y_j, Ω, $\overline{M}$) bezeichnet wird, wird der gestörte Bewegungszustand (y_j+U_j, $\Omega+v$, $\overline{M}+W$) betrachtet. Hier bedeuten U_j, v, W kleine Störungen. Der gestörte Bewegungszustand wird in (4) eingesetzt, die Glieder welche der ungstörten Bewegung entsprechen werden eliminiert und die Gleichungen linearisiert. Man erhält die Gleichungen

$$\sum_{j=1}^{n}(\Omega^2U_j''+2\zeta_{ij}\Omega U_j'+\Omega\Omega' U_j'+\xi_{ij}^2U_j^2+\Omega y_j'v'+2\Omega y_j''v+2\zeta_{ij}y_j'v+\Omega' y_j'v=0,$$

$$\Omega v'+\Omega' v+\varepsilon\overline{D}v-\varepsilon W-\varepsilon\overline{\rho}U_1\cos\varphi=0, \tag{13}$$

$$\varepsilon\overline{T}\Omega W'+W+\left(\varepsilon\overline{T}\overline{M}-\frac{d\overline{G}}{d\Omega}\right)v=0$$

Die Gleichungen haben periodische Koeffizienten mit der Periode 2π und die Lösungen sind:

$$U_j=e^{\lambda\varphi}P_j(\varphi),\quad v=e^{\lambda\varphi}Q(\varphi),\quad W=e^{\lambda\varphi}R(\varphi). \tag{14}$$

Hier bedeuten $P(\varphi)$, $Q(\varphi)$ und $R(\varphi)$ in 2π periodische Funktionen welche bestimmt werden müssen.

Bezeichnet man mit $\lambda_S^{(0)}$ die Werte des Exponenten λ für den Fall $\varepsilon=0$ so folgt, dass max $[R_e\lambda_S^{(0)}]=0$. Für den Fall $\varepsilon\neq0$ werden folgende Reihenentwicklungen angenommen:

$$\begin{aligned}
&\lambda=\varepsilon\lambda^{(1)}+\varepsilon^2\lambda^{(2)}+\ldots,\\
&P_j(\varphi)=P_j^{(0)}(\varphi)+\varepsilon P_j^{(1)}(\varphi)+\varepsilon^2P_j^{(2)}(\varphi)+\ldots,\\
&Q(\varphi)=Q^{(0)}(\varphi)+\varepsilon Q^{(1)}(\varphi)+\varepsilon^2Q^{(2)}(\varphi)+\ldots.,\\
&R(\varphi)=R^{(0)}(\varphi)+\varepsilon R^{(1)}(\varphi)+\varepsilon^2R^{(2)}(\varphi)+\ldots
\end{aligned} \tag{15}$$

Für die nullte – Nägerunh folgt

$$\Omega^{(0)}Q^{(0)\prime}=0,\quad R^{(0)}=\frac{d\overline{G}(\Omega^{(0)})}{d\Omega^{(0)}} \tag{16}$$

und. ohne die Allgemeinheit zu beeinträchtigen, kann $Q^{(0)}=1$ angenommen werden. Für die Bestimmung der Funktionen $P_j^{(0)}(\varphi)$ erhält man

$$\sum_{j=0}^{n}(\Omega^{(0)2}P^{(0)\prime\prime}+2\zeta_{ij}\Omega^{(0)}P_j^{(0)\prime}+\xi_{ij}^2P_j^{(0)})=2\sum_{j=1}^{n}(\Omega^{(0)}A_j^{(0)}-$$

$$-\zeta_{ij}B_j^{(0)})\cos\varphi+2\sum_{j=1}^{n}(\zeta_{ij}A_j^{(0)}+\Omega^{(0)}B_j^{(0)})\sin\varphi. \tag{17}$$

Für die erste Näherung folgt aus der Gleichung der gestörten Drehbewegung des Aggregates die Gleichung

$$\Omega^{(0)}Q^{(1)\prime}+\Omega^{(0)}\lambda^{(1)\prime}+\Omega^{(1)\prime}+\overline{D}-\frac{d\overline{G}(\Omega^{(0)})}{d\Omega^{(0)}}-\overline{\rho}P_1^{(0)}\cos\varphi=0 \tag{18}$$

aus welcher $Q^{(1)}(\varphi)$ zu bestimmen ist. Diese Funktion ist periodisch, mit der Periode 2π .Die Summe der konstanten Glieder der Gl. (18) müssen, gleich Null sein. Wenn $Q^{(1)}(\varphi)$ periodisch ist, so enthält $\Omega^{(1)}(\varphi)$ keine konstanten Glieder und es gilt die Bedingung

$$\Omega^{(0)}\lambda^{(1)}+\overline{D}-\frac{d\overline{G}(\Omega^{(0)})}{d\Omega^{(0)}}-\overline{\rho}\,[P_1^{(0)}(\varphi)\cos\varphi]_c=0. \tag{19}$$

Hier wurde mit $[P_1^{(0)}(\varphi)\cos\varphi]_c$ das konstante Glied der periodischen Funktion $P_1^{(0)}(\varphi)\cos\varphi$ bezeichnet. Für Stabilität muss der Realteil des charakteristischen Exponenten negativ sein. Nimmt man nur die ersten zwei Näherungen in Betracht, dann muss $\lambda^{(1)}<0$ erfüllt sein. Berücksichtigt man $\Omega^{)0(}>0$ so erhält man aus (19) für $\lambda^{(1)}<0$ die Bedingung

$$\frac{dG(\Omega^{(0)})}{d\Omega^{(0)}}+\rho\,[P_1^{(0)}(\varphi)\cos\varphi]_c-D<0 \tag{20}$$

welches die Stabilitätsbedingung der stationären periodischen Bewegungszustände für den nicht-inneren-Resonanzfall darstellt.

Die Periodizitätsbedingung (12), deren reelle und positive Wurzeln die mittlere Winkelgeschwindigkeiten $\Omega^{(0)}$ sind, drückt die Gleicheit zwischen dem Ausdruck $G(\Omega^{(0)})-D\Omega^{(0)}$ welcher die statische Kennlinie des elektrischen Motors, unter Berücksichtigung der Dämpfung der Drehbewegung, darstellt und $-\frac{1}{2}\rho A_j^{(0)}(\Omega^{(0)})$ welcher die Verlustkennlinie des Motors ist, aus.

Der Rotor des elektrischen Motors hat die mittlere Winkelgeschwindigkeit $\Omega^{(0)}$ und um diesen Wert schwankt die Winkelgeschwindigkeit $\Omega(\varphi)$ periodisch mit der Periode π.

Weil die statische Kennlinie des elektrischen Motors die Drehbewegung beschleunigt und die Kennlinie der Arbeitsmaschine diese Bewegung bremst, so erlaubt es die Gleicheit dieser Kennlinien das stationäre Bewegungszustände auftreten. Diese Bewegungen sind stabil in jenen Punkten, in welchen die Ableitung der Kennlinie der Arbeitsmaschine im Bezug auf $\Omega^{(0)}$ grösser ist als die Ableitung der Kennlinie der Antreibsmaschine.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ–FIZICĂ–MECANICĂ TEORETICĂ APLICATĂ
Tom 20 (34) **Fasciloca 1 – 1975**

CONTRIBUTIONS TO THE STUDY OF THE VARIANCE OF THE LINEAR OSCILLATOR RESPONSE WHEN EXCITED BY AN ERGODIC AND STATIONARY RANDOM PROCESS

BY

I. DOBRE

1. The source of perturbations occuring in the dynamics of vehicles, represented by the irregular profile of the travelling path, are usually looked upon as ergodic and stationary random processes [1], [2], [3], [4]. In the correlation theory, the statistical characterization of such a process is made by means of the first two moments, which (according to the computation suggested by Hincin for stationary processes in the general sense [1], [4], [5]) leads to the following conditions: $\overline{X}(t)=\text{const.}$, $D[X(t)]=\text{const.}$, $K_x(t_1, t_2)=K_x(\tau)$ where $\tau=t_2-t_1$.

The investigation of the dynamic systems behaviour as a consequence of random excitations can be made either in the time field, by means of the autocorrelation function $K_x(\tau)$, or in the frequency field, by means of the spectral power $S_x(\omega)$, defined as a Fourier transformation of the autocorrelation function (Wiener-Hincin theorem):

$$S_x(\omega)=\int_{-\infty}^{\infty} K_x(\tau)e^{-j\omega\tau}d\tau \langle\Longrightarrow\rangle K_x(\tau)=\frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty} S_x(\omega)e^{j\omega\tau}d\omega \tag{1}$$

2. If we start with accepting that the autocorrelation function is an even function in τ, for which the initial ordinate — representing the variance of the process — is at its maximum, we are going to accept ist approximate representation by a polygonal function as follows (for $\tau > 0$) [5]:

$$K_{0i}(\tau)=\begin{cases} A_{0i}\left(1-\dfrac{\tau}{T_{0i}}\right), & 0 \leqslant \tau \leqslant T_{0i} \\ 0, & \tau > T_{0i} \end{cases} \Longrightarrow K_{x_0}(\tau)=\sum_{i=1}^{n} K_{0i}(\tau). \tag{2}$$

The power density spectrum is obtained immediately by integrating the equation (1):

$$S_{0i}(\omega)=2\int_0^{T_{0i}} K_{0i}(\tau)\cos\omega\tau d\tau=A_{0i}T_{0i}\left(\sin\frac{\omega T_{0i}}{2}\Big/\frac{\omega T_{0i}}{2}\right)^2 \tag{3}$$

3. Through a very general acceptance, a mechanical system with liniar oscillations can be assimilated as an open control system with statistical characterization (usual for this field) [1], [2]. Thus, if one takes a single-degree-of-freedom system, whose source of perturbations consists of the vibration of the elastic component suspension joint, the movement differential equation can be written as follows [2]:

$$\ddot{y}+2\zeta\omega_n\dot{y}+\omega_n^2 y=f(t) \tag{4}$$

wherein:

$$f(t)=-\ddot{X}_0(t);\ \zeta=c/c_{es};\ c_{cr}=2m\omega_n;\ \omega_n=\sqrt{k/m}\,. \tag{5}$$

The frequency characteristic of such a system is obtained by assuming that $f(t)=e^{j\omega t}$, which leads to $y(t)=\Phi(j\omega)\cdot e^{j\omega t}$. The square of the modulus of this characteristic is the following:

$$|\Phi(j\omega)|^2=\Phi(j\omega)\cdot\overline{\Phi(j\omega)}=\frac{1}{(\omega_n^2-\omega^2)^2+4\zeta^2\omega_n^2\omega^2}\cdot \tag{6}$$

4. If the stochastic characteristics of the excitation, $X_0(t)$, are known, the same stochastic characteristics can be ascertained to the system response, as shown in [1]. The variance of the response (which of is interest in the statistical evaluations used into the dynamics of vehicles) can be obtained as a development of the equation (2) as follows:

$$< y^2(t) > = \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty} S_y(\omega)\,d\omega =$$

$$= \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty} |\Phi(j\omega)|^2 . S_{x_0}(\omega)\,d\omega =$$

$$= \frac{2}{\pi}\sum_{i=1}^{n}\frac{A_{0i}}{T_{0i}}\int_{-\infty}^{\infty}\frac{\sin^2\frac{T_{0i}}{2}\cdot d\omega}{\omega^2[(\omega_n^2-\omega^2)^2+4\zeta^2\omega_n^2\omega^2]} \qquad (7)$$

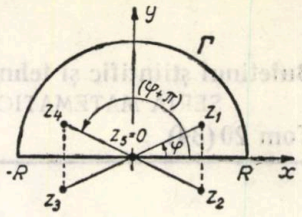


Fig. 1.

The equation (7) has been solved by the method of remaining values, based upon the function of complex variable:

$$f(z) = \frac{1-e^{jT_{0i}z}}{z^2[z^4-2\omega_n^2(1-2\zeta^2)z^2+\omega_n^4]} . \qquad (8)$$

It can be shown (by a series expansion of the numerator) that $z=0$ is a simple pole at finite distance. If $0<\zeta<\frac{1}{\sqrt{2}}$, one could get a series of poles as following: $z_1=\omega_n\left(\cos\frac{\varphi}{2}+j\sin\frac{\varphi}{2}\right)$ etc., wherein: $\varphi=\text{arc tg}\frac{2\zeta\sqrt{1-\zeta^2}}{1-2\zeta^2}$, as shown in Fig.1.

When the semi-remaining values theorem is applied one gets:

$$\int_{-R}^{R}\frac{(1-e^{jT_{0i}x})\,dx}{x^2[x^4-2\omega_n^2(1-2\zeta^2)x^2+\omega_n^4]}+\int_{\Gamma}\frac{(1-e^{jT_{0i}z})\,dz}{z^2[z^4-2\omega_n^2(1-2\zeta^2)z^2+\omega_n^4]}=$$

$$=2\pi j\,[\text{Rez}(f;z_1)+\text{Rez}(f;z_2)]+\pi j\,\text{Rez}(f;z_5) \qquad (9)$$

If basded upon Jardon's lemma, it can be shown that: $\lim_{R\to\infty}\int_{\Gamma} f(z)\,dz=0$. The computation of the remaining values can be done immediately. For instance:

$$\text{Rez}(f;z_1)=\lim_{z\to z_1}[(z-z_1)f(z)]=\frac{A_i-jB_i}{8j\omega_n^5 ab(a+jb)^3} \qquad (10)$$

wherein:

$$\left.\begin{aligned} a&=\cos\frac{\varphi}{2};\quad b=\sin\frac{\varphi}{2}\\ A_i&=1-e^{-T_{0i}\omega_n b}\cos(T_{0i}\omega_n a)\\ B_i&=e^{-T_{0i}\omega_n b}\sin(T_{0i}\omega_n a)\end{aligned}\right\} \qquad (11)$$

An analogous procedure finally yields to:

$$< y^2(t) > = \frac{1}{\omega_n^4(a^2+b^2)^2}\sum_{i=1}^{n}\frac{A_{0i}}{T_{0i}}\left[T_{0i}+\frac{A_iC+B_iD}{2\omega_n ab(a^2+b^2)}\right] \qquad (12)$$

wherein:

$$\left\{\begin{aligned} C&=a(a^2-3b^2)\\ D&=b(b^2-3a^2)\end{aligned}\right.$$

LITERATURE

1. Dinca F., Teodosiu C., *Vibraţii neliniare şi aleatoare*, Ed. Acad. R.S.Române Bucureşti, 1969.
2. Ifrim M., *Analiza dinamică a structurilor şi inginerie seismică*. Ed. Didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1973.
3. Silaev A. A., *Spektralinaia teoria pod ressorivania transportnîh maşin*, Maşghiz, Moskva, 1963.
4. Svesnikov A. A., *Proklodnîe metodî teorii sluciainîh funkţii*. Sudpromgiz, Leningrad, 1961.
5. Livsit N. A., Pugaciev V. N., *Veroiatnostnîi analiz sistem avtomaticeskogo upravleniia*. Izd. „Sovetskoe radio" Moskva, 1963.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

CONTRIBUTION TO THE INVESTIGATION ON THE ENDURANCE OF BRAKE COMPONENTS

BY
L. BOLEANŢU, I. DOBRE

1. INTRODUCTION

The main parameter of interest in the design of a brake is the endurance of the braking element. The study of this parameter has been attempted by Kragelski [1] and N. B. Demkin [2]. by defining wear speeds, when a friction between a rough and a smooth surface or a contact wear occur. Other investigations have started with the heat balance equation of the brake [2]. However, it is generally accepted that the lack of efficiency of the analytical methods is due to the numerous parameters interferring with the analysis of the phenomenon. Thus, it has become necessary to build some test rings in order to accurately simulate a great variety of real situations.

2. THE PARAMETERS OF BRAKE TEST RIGS

The simulation of the braking phenomenon is more sophisticated than th ıt of the friction-wear one, since the tribometric device, designed for this purpose, should embo ly as well certain kinematic parameters. This parameters would be some characteristics of the machine whose brake is under study. We considere the following parameters as being of the greatest interest :

a) The speed of the movable components to which the elements under investigation are secured ; it is the control parameter in automation of the working process ;

b) The maximum kinetic energy corresponding to the energy of movement of the assembly to be braked ;

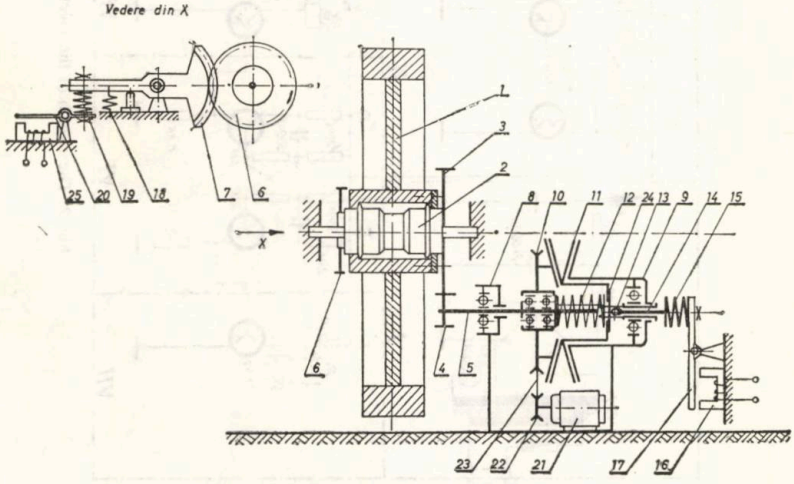


Fig. 1. The electromagnet actuated test rig.

c) Particulars of the cycle composed of starting-working-braking-pausing;

d) A certain static test force, in order to make sure that the axles or bearings are not destroyed before the braking part is worn out.

3. INVESTIGATION OF VARIOUS BRAKE TEST RIG CONSTRUCTIONS

3.1. **Elektromagnet-activated test rig.** The test rig is shown in fig. 1. The flywheel *1* is directly fitted to the investigated braking system *2*. When electromagnet *16* is connected, disk *11* is coupled by friction to the rope pulley *10* while rotating. When one brakes, the electromagnet *16* is disconnected, so that the tension spring *12* makes the disk *11* and disk *12* to get into connection. Meanwhile the brake magnet *25* makes the gear segment *7* to rotate the pinion *6* in the some direction as the braking of the studied system does.

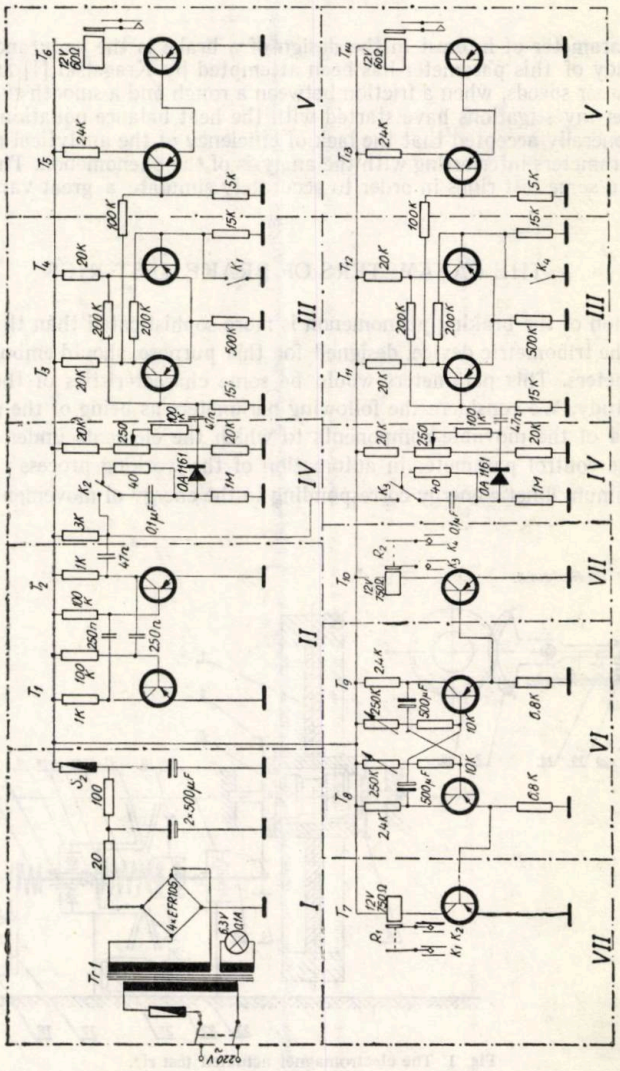


Fig. 2. The sketch of the electronic control and automation device.

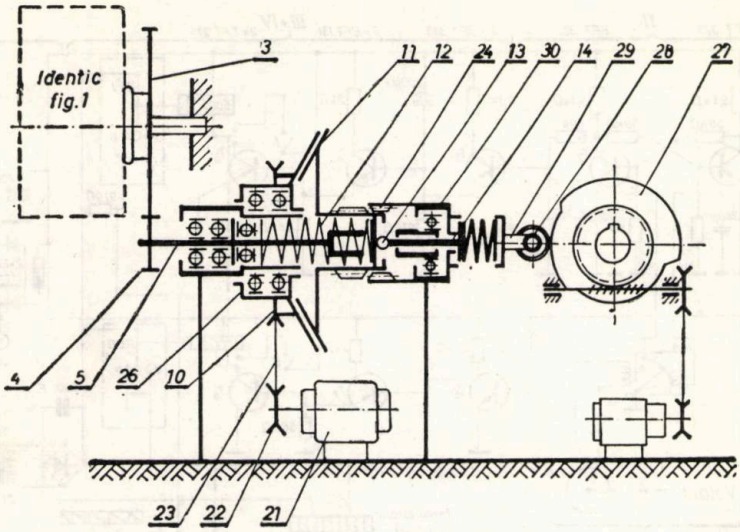


Fig. 3. The test rig with mechanical actuation and braking system.

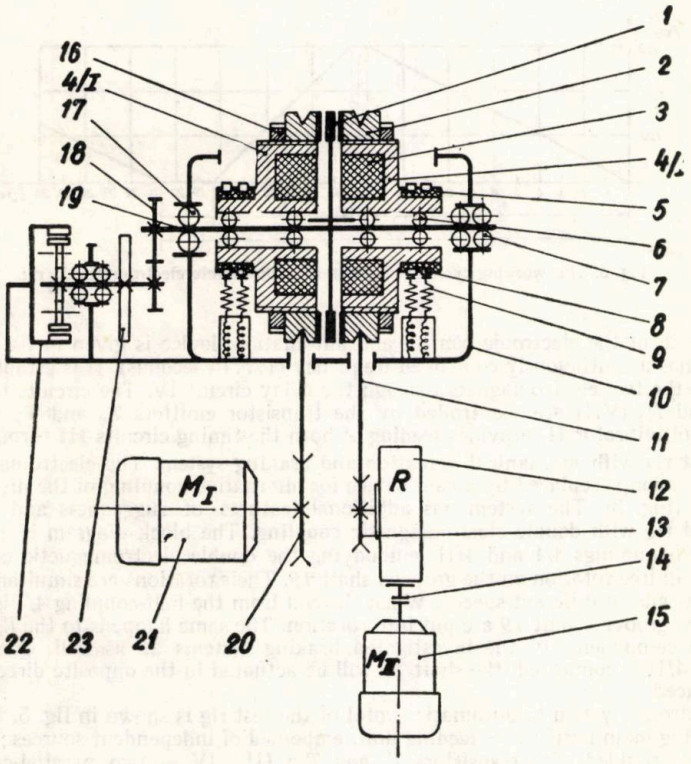


Fig. 4. The test rig with double electromagnetic coupling.

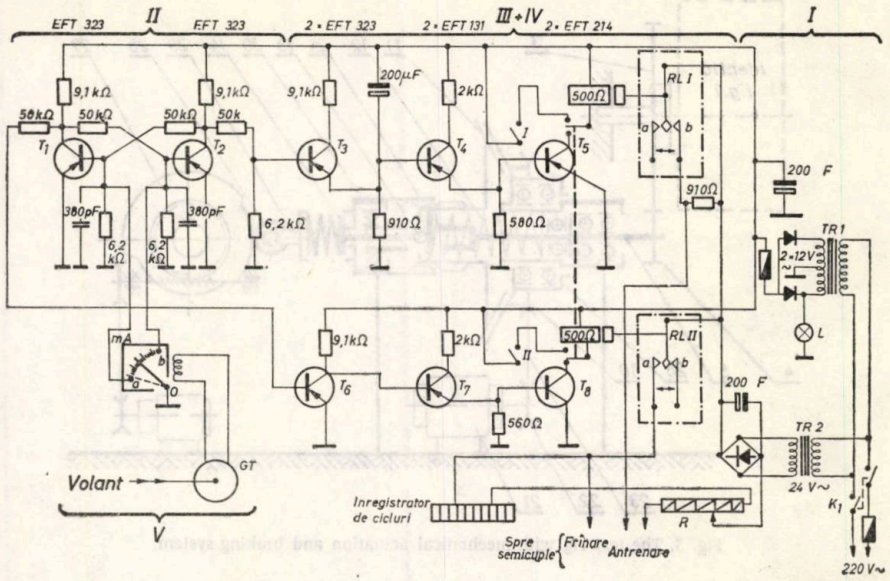


Fig. 5. The electronic system to automatic control of the test-rig.

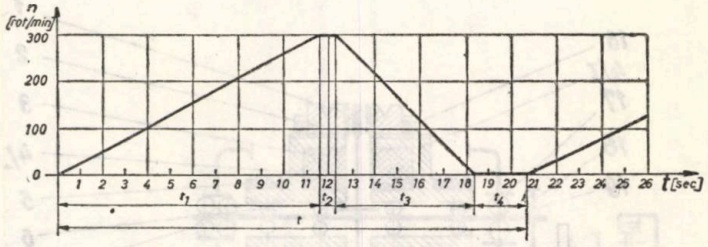


Fig. 6. The working cycle of the test rig with double electromagnetic rig.

The sketch of the electronic control and automation device is given in fig. 2. The multivibrator VI has a continuously controlled frequency (1...15 seconds). It is establishing the feeding time of the two electromagnets through the delay circuit IV. The circuits that switch the rollers R_1 and R_2 (VII) are controlled by the transistor emitters T_8 and T_9. The constant-frequency multivibrator II, provides feeding of both the timing circuits III through K_2 and K_3

3.2. **Test rig with mechanical actuation and braking system.** The electromagnet assembly of the first version is replaced by a cam device for alternative coupling of the disk to two different pulleys (Fig. 3). The system has additional features of ruggedness and dependability.

3.3. **Test rig with double electromagnetic coupling.** The block diagram is shown in Fig. 4. Both the half-couplings 4/I and 4/II, embodying the double electromagnetic coupling of the test rig, are in free rotation on the grooved shaft *19*. Their rotations are simultaneous, in opposite directions and of different speeds. When the coil from the half-coupling 4/I is fed, both the disk I and the grooved shaft *19* are put into rotation. The same happens to the flywheel *23* and the movable components of the investigated braking systems *22* as well. Conversely, when halfcoupling 4/II is connected, the shaft *19* will be actuated in the opposite direction, and braking is induced.

The electronic system to automatic contol of the test rig is shown in fig. 5. It is composed of the following main units : I — feeding unit, embodied of independent sources ; II — bistable multivibrator provided with transistors T_1 and T_2 ; III , IV — two parallel-connected d. c. amplifiers for the relays RL_I and RL_{II} ; V — tachogenerator *GT* fitted with a milliampermeter

for the multivibrator control. The coils of the two couplings are fed succesively by the sweep of the bistable multivibrator from one amplifier circuit to another. This way one gets a working cycle as shown in Fig. 6.

The data given in Fig. 6 have been experimentally ascertained with a test rig devised by the authors.

4. CONCLUSIONS

Three types rigs for endurance tests of brake assemblies have been presented. Each one has its own advantages and disadvantages concerning construction, reliability, safe operation and reproduction of the cycle parameters. The version (I) offers the advantages of being actuated from several points of the braking device, an advantage which, however, turns into an adverse feature for certain brake types. This problem is solved by the third test rig design. The second design works perfectly without electrical actuation and is of great mechanical robustness. Unfortunately, it is of excessive self-wear and noisy operation. Actually, the authors have adopted the third design [3], which allows an easy and separate montage of the brake system to be studied. Some additional particulars are high realibility and safe control of the working process. The device has been tested with excellent results. The automatic efectuation of a preset program reproduces without fault all stresses and gives the proposed methods a high degree of technicality.

LITTERATURE

1. Kraghelski I. V., Vinogradova I. E., *Koefiţienţii trenia*. Maşghiz, Moscwa, 1955.
2. Pavelescu D. *Concepţii noi, calcul şi aplicaţii în frecarea şi uzarea solidelor deformabile*. Editura Academiei R.S.R., 1971
3. Boleanţu L., Dobre I., Triff I., Balogh I., Studiul durabilităţii torpedourilor fabricate de uzina „6 Martie" Zărneşti Braşov, la solicitări variabile şi proiectarea unui stand de probă în acest scop. Protocol. 1972 — pentru Uzina „6 Martie" Zărneşti, Braşov, 55 pg. Biblioteca catedrei de mecanică şi rezistenţa materialelor, I. P. „Traian Vuia" Timişoara.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 20 (34) Fascicola 1 – 1975

BESTIMMUNG DER RESTGASTEMPERATUR IM ZYLINDER EINES SCHNELLAUFENDEN DIESELMOTORS, MIT HILFE DER GEMESSENEN MITTLEREN TEMPERATUR DER AUSPUFFGASE

VON

G. PURI

1. EINLEITUNG

Zur Berechnung des Gaszustandes beim Beginn des Verdichtungshubes in Verbrennungsmotoren benötigt man die Temperatur der im Zylinder enthaltenen Restgase. Da diese Temperatur aber nicht direkt gemessen werden kann, misst man gewöhnlich die mittlere Temperatur der Auspuffgase T_M, bei ihrem Austreten aus dem Zylinderkopf. In vorliegender Arbeit wird eine quantitative und qualitative Beziehung zwischen dieser messbaren Temperatur und der Temperatur des Restgase im Zylinder abgeleitet.

2. THEORETISCHE BETRACHTUNGEN

Beim Öffnen der Auspuffventile befinden sich im Zylinder Verbrennungsgase mit dem Volumen, der Temperatur und dem Druck die dem Anfang des Auspuffes entsprechen: $V_{A.A}$, $T_{A.A}$, $P_{A.A}$. Nach Öffnen der Auspuffventile strömen die Verbrennungsgase gedrosselt aus dem Zylinder (annähernd isotherm). Die im Zylinder verbliebenen Gase dehnen sich adiabatisch von $P_{A.A}$ bis zu einem Druck $P_R = P_A$, dem mittleren Druck im Auspuffkanal zwischen den Auspuffperioden, aus. Es hat also jedes Gasteilchen dM welches am Thermometer vorbeiströmt einen andern Zustand, mit Temperaturen zwischen $T_{A.A.}$ und $T_{U.T.}$ (Abb. 1.). Nach dem freien Ausströmen, wird die Gasmenge M_H bei annähernd gleichbleibendem Druck P_A und langsam abfallender Temperatur (wegen der an die Wände abgegebenen Wärme), ausgeschoben. Nachher, bei Einzylindermotoren oder Mehrzylindermotoren mit separaten Auspuffleitungen, bleiben um das Thermometer Gase mit dem Druck P_A, und einer Temperatur die wegen der an die Kanalwände abgegebenen Wärme, weiter leicht fällt.

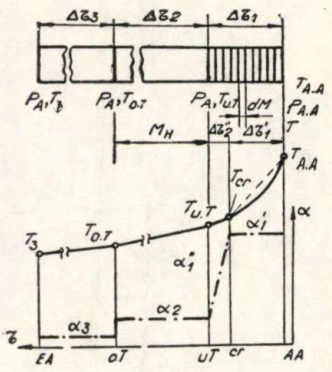


Abb. 1.

Die in eine Gasströmung eingeführte Hülse eines Thermometers führt zu Messfehlern wegen dem stagnieren des Gases an ihrer Stirnseite. Wegen der sehr kleinen Gasmengen die zum stehen gebracht werden kann aber dieser Fehler vernachlässigt werden [1].

Um die Trägheit eines Thermometers zu beurteilen, muss dessen Übergangsfunktion geprüft werden. Die Trägheit der Ni – CrNi Thermoelemente mit Hülse, die gewöhnlich in diesen Fällen bei Messungen gebraucht werden, ist viel zu gross um den Variationen der Gastemperatur zu folgen [2]. Bei einem gleichbleibendem Funktionsregime des Motors werden sie annähernd die mittlere massische Temperatur der Auspuffgase anzeigen.

Während des freien Auspuffvorganges ist die Geschwindigkeit der Gasströmung um das Thermoelement gross (Wirbelströmung), fällt dann zu kleineren Geschwindigkeiten während dem Gasausschub und bleibt fast null bis zu einem neuen Auspuff, (wegen den Remanenzwir-

beln in der Auspuffleitung). Verhältnismässig verändern sich auch die Wärmeübertragungskoefizienten von den Gasen zum Thermometer, deren Werte auf Grund der allgemeinen Beziehungen abgeleitet werden müssen, da es in der Literatur keine speziellen Hinweise über diese Koefizienten für den Wärmeübergang Gas-Thermometer und unter diesen Bedingungen gibt.

Die kriterielle Gleichung für den Wärmeübergang bei erzwungener Konvektion ist für Luft:

$$Nu = C \cdot Re^n \tag{1}$$

Da man die Re-Ziffer mit Hilfe der Strömungsgeschwindigkeit bildet, ist der Einfluss der Gase die mit hoher Geschwindigkeit an dem Thermometer vorbeiströmen gross. In den restlichen Zeitspannen wird der Wärmeübergang wegen der kleineren Strömungsgeschwindigkeiten und kleineren Temperaturdifferenzen langsamer vor sich gehen. In Anbetracht des Wärmeübergangskoeffizienten können vier Phasen unterschieden werden. (Abb. 1.) Die erste Phase stimmt mit der Zeitspanne des freien Auspuffes (mit kritischer Geschwindigkeit) überein, während der, der Wärmeübergangskoeffizient α_1' konstant bleibt. In der zweiten Phase des freien Auspuffes, fällt die Strömungsgeschwindigkeit von der kritischen zu jener des erzwungenen Ausschubes der Verbrennungsgase, wobei sich der Wärmeübergangskoeffizient (α_1'') von (α_1') zu α_2, entsprechend dem erzwungenen Ausschub, verringert. Zwischen u.T. und o.T ist α_2=konst, (dritte Phase). Während der letzten Phase zwischen den Auspuffen, bleibt α_3 konstant. Da die Dauer des freien Auspuffes mit unterkritischer Geschwindigkeit kurz ist, kann man vereinfachend für diese Phase einen mittleren Wärmeübergangskoeffizienten annehmen:

$$\alpha_{1m}'' = \frac{\alpha_1' + \alpha_2}{2} \tag{2}$$

Da die 4 Übergangskoeffizienten verschiedene Grössen haben vergrössert man virtuell die Dauer der ersten drei Phasen direkt proportionell mit den Verhältnissen $\left(\frac{\alpha_1'}{\alpha_3}\right)$; $\left(\frac{\alpha_{1m}''}{\alpha_3}\right)$ und $\left(\frac{\alpha_2}{\alpha_3}\right)$. Auf diese Weise kann man für den ganzen Prozess denselben Wärmeübergangskoeffizienten annehmen, (gleich α_3). Die Rechtfertigung dieser Handlungsweise erfolgt klar aus der Gleichung des Wärmeüberganges:

$$Q = \alpha \cdot S\Delta T \cdot \tau = \left(\frac{\alpha}{K}\right) \cdot S \cdot \Delta T \cdot (K \cdot \tau) \tag{3}$$

Wenn man auf diese Weise einen konstanten Wärmeübergangskoeffizienten und den Temperaturabfall während der ersten Phase, zur Vereinfachung, linear annimmt, die Temperaturen T_{AA}, T_{cr}, $T_{u.T}$, und $T_{O.T}$ kennt, kann man leicht eine mittlere Temperatur der Auspuffgase errechnen.

3. ABLEITUNG DER MATHEMATISCHEN BEZIEHUNG ZWISCHEN T_R UND T_M

Auf Grund der oben angeführten Methode, mit Hilfe der Gleichungen für den Wärmeübergang bei Querströmung über Rohre [3], und 9 reelen Arbeitszyklen eines D103 Motors, die schrittweise auf einem IBM 350/60 Rechner durch Energiebilanz berechnet wurden [4], konnte folgende Beziehung aufgestellt werden:

$$T_R = T_{O.T} = (0{,}75 \ldots 0{,}79) . T_M \ [°K] \tag{4}$$

4. EXPERIMENTELLE PRÜFUNG DER BEZIEHUNG (4)

4.1. **Prüfstand.** Der Prüfstand bestand aus einem D-103 Motor („Tractorul"— Werke Braşov), der als Einzylinder umgeändert wurde [5]. Da bei der Eichung der Thermoelemente für die Temperatur der kalten Lötstelle 20 [°C] angenommen wurde, die aber während der Messungen

nicht konstant gehalten werden konnte, nahm man für die abgelesene Temperatur folgende Korrectur vor :

$$t_{reel} = t_{gelesen} + C\ (t_c - 20)\ [°C] \tag{5}$$

t_c – Temperatur der kalten Lötstelle, gleich der Umgebungstemperatur. $C=1$, für Ni–Cr Ni Thermoelemente [6].

Um die, durch Wärmeleitung und Wärmestrahlung eingeführten Fehlerquellen soweit als möglich auszuschalten, wurde das Thermoelement so einmontiert, dass es gegen die Strömung ausgerichtet war und zwar in der Mitte des Auspuffkanals bei dessen Austritt aus dem Zylinderkopf.

4.2. **Messergebnisse.** Im Rahmen eines vollständigen Untersuchungsprogrammes, während dem Drehzahl, Einspritzwinkel, Einspritzdruck, Einspritzdüse und Verbrennungsraum [5] verändert wurden, ist die mittlere Temperatur der Auspuffgase gemessen worden.

Bei Nennleistung wurden Temperaturen von $T_M = (840 \ldots 925)$ [°K] gemessen, die für T_R Werte von (570...730) [°K] ergaben. Diese Werte stimmen mit den in der Literatur gegebenen [7] ein und bezeugen die Richtigkeit der angenommenen Hypothesen, und also die Möglichkeit des Gebrauches der Gleichung (4) zur Berechnung der Temperatur der Restgase.

5. SCHLUSSFOLGERUNG

In der Arbeit wurde eine quantitative und qualitative Beziehung zwischen der gemessenen mittleren Temperatur der Auspuffgase und der Temperatur der Restgase im Zylinder eines schnellaufenden Dieselmotors abgeleitet. Die Beziehung ermöglicht die schnelle und genügend genaue Bestimmung der Restgastemperatur, die zur Berechnung des Zustandes des Frischgases im Zilynder des Motors bei Beginn der Verdichtung, oder für die thermische Berechnung eines Motors nötig ist. Die experimentellen Untersuchungen bestätigten die Richtigkeit der angenommenen Hypothesen und die Möglichkeit der Anwendung der Gleichung (4).

LITERATURVERZEICHNIS

1. Seeman, B., Seewirtschaft, (RDG), Nr. 2, 1970.
2. Lieneweg, F., A. T. M. -Blätter, (RFG), März, 1964.
3. Ardeleanu, Z., Neacşu, E., *Culegere de tabele şi formule uzuale în termotehnică*, Lito, I. P. „T. Vuia", Timişoara, 1968.
4. Negrea, V., Puri, G., Belei, A., Sesiune de comunicări a tinerilor ingineri cercetători I. P. „T. Vuia", Timişoara, Volum, 1971.
5. Puri, G. Teză de doctorat, 1974, I.P. „T. Vuia", Timişoara.
6. Westhoff, G., *Grundlagen und Praxis der Temperaturmessung und Temperaturregelung*. Vulkan-Verlag, Essen, 1965.
7. Vanseidt, W. A., *Theorie der Dieselmotoren*. VEB Verlag Technik, Berlin, 1968.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 20 (34) Fascicola 1 – 1975

PROGRAM DE CALCUL A TENSIUNILOR TERMICE DINTR-O EPRUVETĂ SOLICITATĂ AXIAL LA TRACŢIUNE DE O FORŢĂ CONSTANTĂ ŞI SUPUSĂ UNOR CICLURI DE VARIAŢIE A TEMPERATURII

DE

C. CRISTUINEA, ANA EVA GAVRILESCU*

Intr-o lucrare precedentă [1] s-a prezentat o metodă iterativă pentru calculul tensiunilor termice dintr-o epruvetă cilindrică, de secţiune circulară solicitată axial de o forţă de tracţiune constantă şi supusă unor variaţii de temperatură ciclice. In concluzia lucrării se arată că volumul mare de calcule face oportună utilizarea calculatorului electronic. In fig. 1 se prezintă schema logică utilizată. S-au făcut următoarele presupuneri :

a) Se cunoaşte distribuţia în timp a temperaturii pe secţiunea transversală a epruvetei ;

b) Se admite că diagrama caracteristică nu depinde de temperatură, utilizîndu-se în program o diagramă caracteristică medie pe intervalul de variaţie al temperaturii considerat ;

c) Pentru modulul de elasticitate se admite de asemenea o valoare medie.

Datele iniţiale din program sînt : tabelul temperaturilor corespunzătoare la 10 puncte de pe raza secţiunii (I) şi la N (maxim 40) intervale de timp (J) ; coeficienţii A, B ai dreptei ce exprimă dependenţa dintre coeficientul de dilatare liniară şi temperatură ; valorile σ_0 (SIGO) şi ε_0 (EPSO) corespunzătoare acţiunii numai a forţei axiale constante ; curba caracteristică medie dată prin NP puncte (max 50).

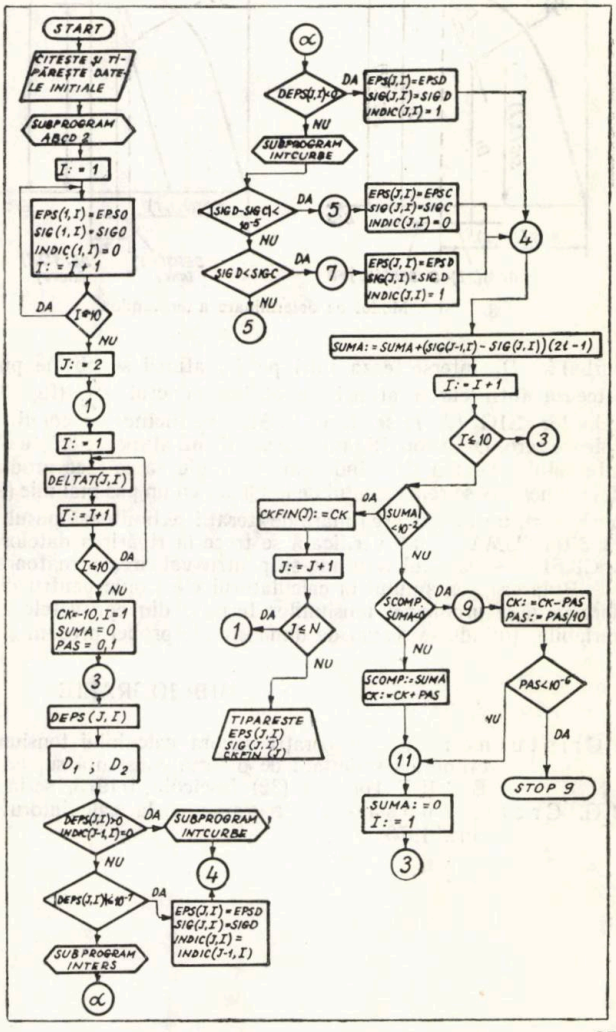


Fig. 1. Schema logică a programului de calcul.

* programator II la Centrul Teritorial de Calcul electronic Timişoara.

Variabilele utilizate în program sînt: Intervalul J de timp; I numărul fîşiei; EPS (J, I), SIG (J, I) alungirea şi tensiunea fîşiei de ordinul I în momentul t_j de la începutul răcirii; INDIC (J, I), indice care arată dacă punctul se află pe curbă (0) sau pe o paralelă la porţiunea liniară a caracteristicii (1); TEMP (J, I) temperatura în momentul t_j în fîşia de ordinul I; DELTAT=TEMP ($J-1$, I) − TEMP (J, I); CK este coeficientul k_j (1); PAS, pasul de creştere a coeficientului CK la fiecare iteraţie; D_1 dreaptă dată de ecuaţia EPS=EPS $J-1,I$)+DEPS(J, I); D_2 dreaptă paralelă cu porţiunea liniară a caracteristicii şi care trece prin punctul de coordonate SIG ($J-1$, I) şi EPS (J, I); SCOMP este valoarea sumei SUMA pentru $CK-$ PAS. DEPS (J, I) este dat de relaţia: DEPS (J, I)=CK\{[$A+B$ (TEMP (J, 10)+ +DELTAT (J, 10)/2)]. DELTAT (J, 10) − [$A+B$ (TEMP (J, 1)+DELTAT (J, 1)/2). DELTAT J, 1)]\}− \{[$A+B$ (TEMP (J, 10)+DELTAT (J, 10)/2]. DELTAT (J, 10)− [$A+B$ (TEMP (J I,)+ +DELTAT (J, I)/2). .DELTAT (J, I)\}.

Se remarcă utilizarea în program a 3 subprograme ABCD 2 − legarea punctelor curbei caracteristice medii prin arce de cerc şi drepte racordate INTERS − intersecţia a două arce de curbă şi INTCURBE − intersecţia a două curbe din care una este în cazul considerat o dreaptă. Se observă în schema logică că interaţiile încep de la $CK=-10$ pentru care se calculează DEPS (J, I) şi apoi D_1 şi D_2. Dacă DEPS (J, I) $\geqslant$ >0 şi INDIC ($J-1$, I)=0 (punctul se află pe curbă) deplasarea se face în continuare pe curbă (fig. 2). SIG (J, I) se va determina ca intersecţia dintre D_1 şi curba caracteristică (P_{jc}). Dacă DEPS (J, I)<0 deplasarea se face pe D_2 pînă la intersecţia cu D_1 (P_{jd}). In cazul în care DEPS (J, I) >0 dar indicele INDIC ($J-1$, I)=1 (punctul anterior nu se află pe curbă) iar D_1 intersectează întîi pe D_2 atunci se obţine punctul P'_{jd}, Dacă însă D_1 intersetcează întîi curba atunci se obţine punctul P'_{jc} (fig. 3). După determinarea tuturor valorilor SIG (J, I) se face SUMA verificîndu-se condiţia (SUMA) $<10^{-2}$ acceptată drept valoare zero. Dacă condiţia nu este verificată atunci se creşte CK cu un pas. In vederea depistării intervalului pentru CK cînd suma se anulează se face produsul SCOMP·SUMA. Cînd acesta devine negativ se reia calculul de la ③ dar cu un pas mai mic (PAS/10). Pentru a se evita în cazul unor erori, un număr prea mare de iteraţii se limitează pasul, inferior, la valoarea 10^{-6}. Odată condiţia SUMA $<10^{-2}$ verificată se trece la tipărirea datelor finale − EPS (J, I), SIG (J, I) şi CKFIN − calculul reluîndu-se pentru valoarea următoare a timpului t_j.

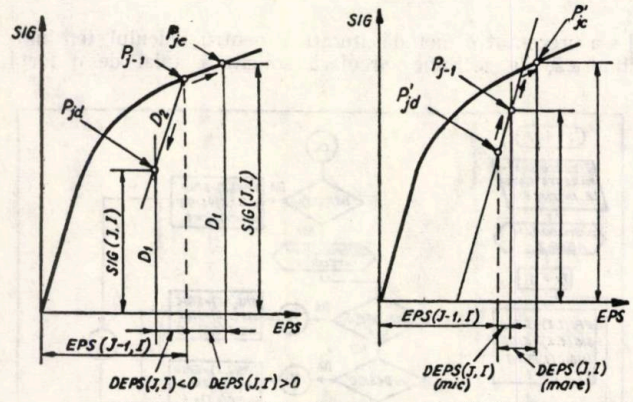


Fig. 2. şi 3. Modul de determinare a tensiunilor.

Rularea programului la calculatorul electronic pentru diferite experienţe permite o abordare largă a problemei tensiunilor termice din epruvetele încercate la fluaj cu temperatură variabilă, ţinîndu-se seama de dimensiunile probei precum şi de condiţiile de răcire.

BIBLIOGRAFIE

1 Cristuinea C, Consideraţii asupra calculului tensiunilor şi deformaţiilor dintr-o bară cilindrică solicitată de o forţă constantă supusă la variaţii ciclice de temperatură. Bul. IPT Tom 18 (32) fascicola 1/1973, seria mecanică.

2 G. Creţu, Lupşa C., Programaroa la calculatorul Felix C 256, Ed. ştiinţifică Buc. 1973.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

INFLUENŢA TEHNOLOGIEI DE FABRICAŢIE ASUPRA COMPORTĂRII LA EROZIUNE A ELECTROZILOR DIN PSEUDOALIAJ CUPRU-GRAFIT

DE

N. ACHIMESCU, EMILIA MOLDOVAN, V. SUCIU

Procesul de prelucrare a metalelor prin eroziune electrică este deosebit de complex (4), /5/, şi este influenţat printre altele şi de perechea electrod de transfer-obiect de prelucrat.

Datorită multitudinii de factori şi parametri care influenţează uzarea electrozilor (1), (5) nu poate exista un material universal pentru electrozi utilizabil indiferent de natura piesei şi condiţiile de prelucrare. Extinderea rapidă a eroziunii electrice şi creşterea consumului de electrozi care reprezintă în prezent peste 50 % din costul prelucrării /4/, /6/, justifică abordarea studiului pentru elaborarea în ţară a materialelor speciale de electrozi. Dintre aceste materiale cele mai frecvent utilizate sînt cuprul electrolitic, grafitul, wolframul, pseudoaliaje pe bază de W şi Mo, aliage de Cu etc. (2). (3), (6), (7).

Din şirul materialelor compuse utilizate pentru electrozi s-a ales pentru un prim studiu pseudoaliajul Cu–C (grafit) care prezintă avantajul unui preţ de cost scăzut, rezistenţă la uzură şi productivitate a prelucrării comparabile cu cele ale pseudoaliajelor Cu – W, Cu—Mo, prelucrabilitate prin aşchiere bună.

ELABORAREA ELECTROZILOR CUPRU-GRAFIT.

Materialele cupru-grafit nu se pot produce prin metodele clasice bazate pe topire simultană din cauza lipsei oricărui tip de interacţiune între cei doi componenţi. Singurele procedee care permit elaborarea acestor pseudoaliaje sînt cele ale metalurgiei pulberilor. Proprietăţile fizico-mecanice şi structurale ale materialului finit sînt influenţate de o serie de factori printre care: caracteristicile pulberilor materiei prime şi regimurile fiecărei operaţii tehnologice. Acestea pot varia în limite foarte largi, pentru o compoziţie dată de material fiind necesar să se găsească setul de parametri optimi.

Electrozii necesari încercărilor la eroziune electrică s-au confecţionat în formă prismatică cu secţiune pătrată din amestec de pulberi de Cu (sort PC Baia Mare) cu granulaţia de 0,063 mm şi de grafit lamelar natural (sort V 400) cu granulaţia de 0,040 mm.

Procesul tehnologic de elaborare a constat în principal, din următoarele operaţii: amestecare-omogenizare; formare precomprimat prin presare bilaterală; sinterizare de consolidare; presare izostatică I; sinterizare de detensionare; presare izostatică II; sinterizare finală. S-a utilizat un spectru larg de presiuni de compactizare şi recompactizare. Modul de omogenizare, formare precompact şi regimurile de sintetizare s-au menţinut constante.

COMPORTAREA LA EROZIUNE ELECTRICĂ A ELECTROZILOR Cu-GRAFIT

Condiţii experimentale

S-au elaborat 18 variante tehnologice ale aceluiaşi material (Cu95C5) şi s-au încercat:

– pe o maşină de prelucrare prin scîntei electrice de tip EROSIMAT C, [7] regim D2 (C=30μF), obiectul prelucrării *OP* fiind probe confecţionate din oţel de scule C 120 călit la 58 HRC şi aliaj dur G 10;

– pe o maşină de prelucrare prin impulsuri electrice de tip AGIE Ld /2/ cu t_i = 100 μs; τ=94 %; U=35 V; I=95 A şi *OP* oţel de scule C 120;

– pe maşină de prelucrare prin impulsuri electrice de tip CHARMILLES D1T (3) reglaj A=10; B=12; I=3,5+3=6,5 A; *OP* aliaj dur G 10;

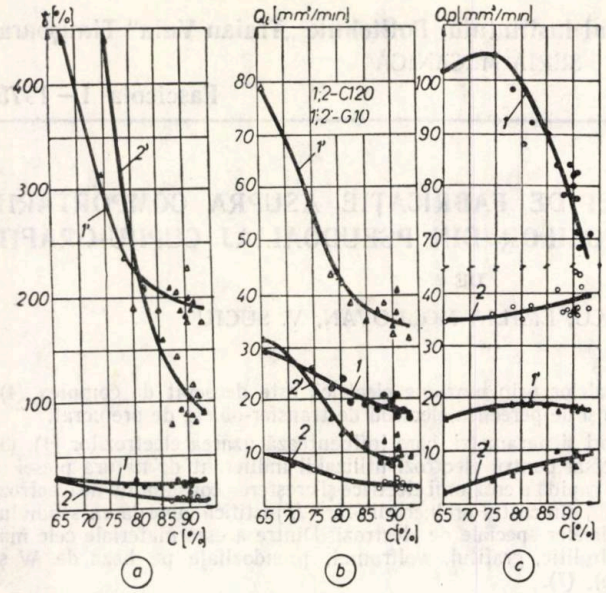


Fig. 1. Variația caracteristicilor tehnologice ale procesului de prelucrare prin eroziune cu scîntei electrice (curbele *1—1'*) și cu impulsuri electrice (curbele *2—2'*) în funcție de compactitatea materialului electrodului.

De asemenea, s-au executat studii metalografice pentru determinarea continuității rețelei de cupru, mărimii și uniformității grăunților cristalini din rețea, dispersiei componentului grafitic, mărimii și repartizării porilor.

Rezultate experimentale

S-a urmărit dependența unor caracteristici tehnologice ale prelucrării prin eroziune: uzura relativă volumetrică γ%, viteza de uzare a electrodului Q_E mm³/min. și productivitatea Q_P mm³/min. de unii parametri ai procesului tehnologic de elaborare a materialului pentru electrozi, de compactitatea și structura lor.

În fig. 1 s-a reprezentat dependența caracteristicilor tehnologice în funcție de compactitatea materialului.

În cazul prelucrării materialului C 120 prin eroziune cu scîntei (curbele *1*) se observă valori optime pentru γ, Q_E, Q_P la niște valori medii ale compactității, precum și o variație în limite relativ restrînse a uzurii, pe cînd productivitatea prelucrării variază în limite largi și este mult mai favorabilă la compactități mici ale materialului. La prelucrarea aceluiași oțel C 120 cu impulsuri electrice (curbele *2*) se constată că toate caracteristicile tehnologice se îmbunătățesc cu creșterea compactității.

În cazul prelucrării materialului dur G 10 cu scîntei electrice (curbele *1'*) se constată pe lîngă valori mult mai mari ale uzării electrodului (γ, Q_E) și variații în limite mult mai largi ale acestora pe cînd productivitatea prelucrării Q_P variază în limite foarte restrînse. Aliajul dur G 10 (curbele *2'*) se comportă și la prelucrarea prin impulsuri electrice asemănător cu prelucrarea prin scîntei.

În general, se remarcă o dispersie relativ mare a valorilor γ, Q_E și Q_P la valori foarte apropiate ale compactității electrozilor. Aceasta se datorește caracteristicilor structurale diferite determinate de aplicarea unor presiuni p_{iI} și p_{iII} de mărime variabilă.

În fig. 2 s-au reprezentat parametric variațiile lui γ, Q_E și Q_P în funcție de p_{iII} la p_{iI}=ct. în cazul prelucrărilor cu scîntei electrice, iar în fig. 3 aceleași variații pentru prelucrarea prin impulsuri. Pentru comparație s-au trasat cu linii orizontale valorile parametrilor mai sus menționați în cazul prelucrării cu electrozi din Cu compact.

La prelucrarea oțelului C 120 (fig. 2 — curbele *1...4*) se constată că toate valorile uzurii relative volumetrice sînt de 2...3 ori mai mici decît a celor din Cu și că majoritatea lor prezintă o împrăștiere restrînsă în jurul valorii medii. Viteza de uzare Q_E este sub cea a Cu și scade la creșterea lui p_{iII} tinzînd spre stabilizare. Productivitatea prelucrării Q_P scade cu creșterea lui p_{iII} și p_{iI} tinzînd să se stabilizeze în jurul unei valori de 2,2...2,5 ori mai mare decît cele date de electrozii din Cu.

La prelucrarea materialului G 10 (fig. 2—curbele *1'...4'*) situația este similară celei de la oțelul C 120, dar limitele sînt mai largi la γ și Q_E și mai strînse la Q_P, fapt explicabil prin valoarea ridicată a constantelor termofizice ale obiectului de prelucrat.

La prelucrarea prin impulsuri electrice a oțelului C 120 (fig. 3 — curbele *1...4*) și a aliajului dur G 10 (fig. 3—curbele *1'...4'*) γ și Q_E sînt mai mari decît cele ale electrozilor din Cu. In această situație cîștigul neînsemnat de productivitate (fig. 3, *b*) devine nesemnificativ.

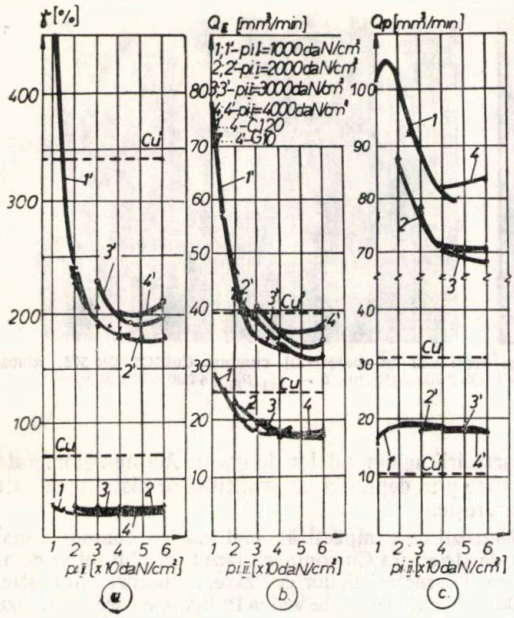


Fig. 2. Influenţa presiunii de recompactizare asupra caracteristicilor tehnologice ale procesului de prelucrare prin eroziune cu scîntei electrice.

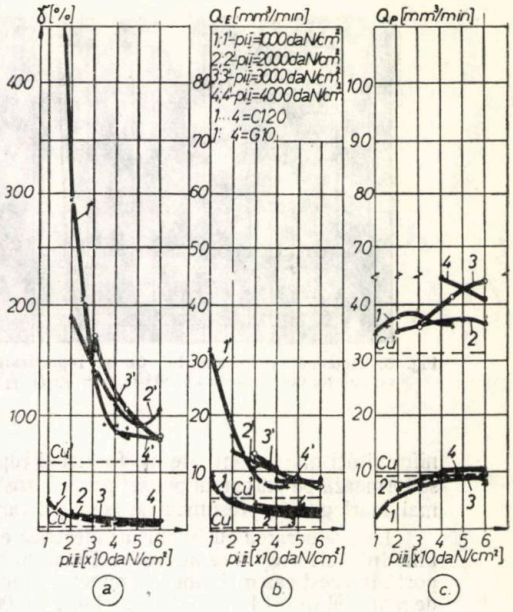


Fig. 3. Influenţa presiunii de recompactizare asupra caracteristicilor tehnologice ale procesului de prelucrare prin eroziune cu impulsuri electrice.

Comportarea diferită a electrozilor la eroziunea electrică prin scînteі faţă de cea prin impulsuri electrice este influenţată şi de caracteristicile structurale ale materialului. Astfel, în cazul prelucrării prin scîntei electrice rezultatele cele mai bune se obţin cu materialele Cu95C5 elaborate cu $p_{iI}=1\,000$ daN/cm² şi $p_{iII}=3\,000$ daN/cm² care deşi au o compactitate relativ scăzută (cca. 85%), datorită unei repartizări mai uniforme a grafitului (component mai refractar) în masa de Cu (fig. 4, *a*) asigură o rezistenţă la eroziune mai mare. Electrozi confecţionaţi cu aceeaşi presiune de recompactizare p_{iII} dar cu presiuni de compactizare p_{iI} mai mari, 2 000 respectiv 3 000 daN/cm² (fig. 4 *b c*) deşi au o compactitate mai mare (89%, respectiv 92%) prezintă neu-

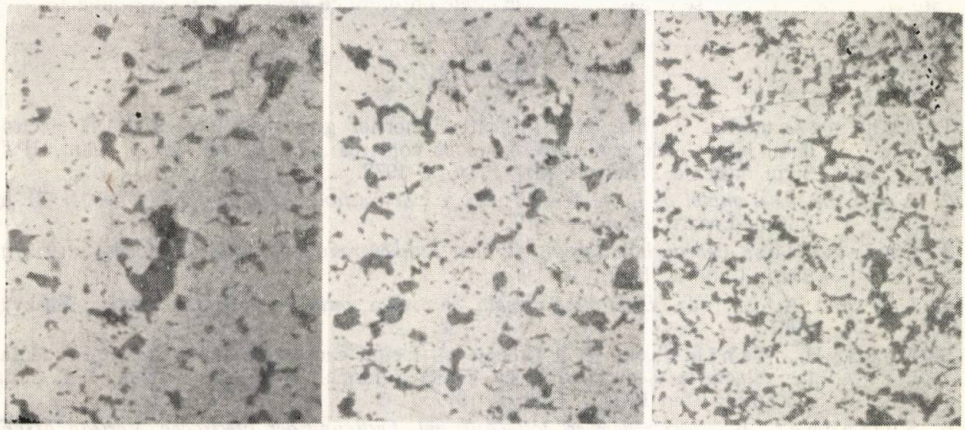


Fig. 4. Forma şi repartiţia grafitului în masa de Cu la materialul Cu95C5 cu $p_{iII}=3\,000$ daN/cm² (× 150 neatacat): *a* — $p_{iI}=1\,000$; *b* — $p_{iI}=2\,000$; *c* — $p_{iI}=3\,000$ daN/cm².

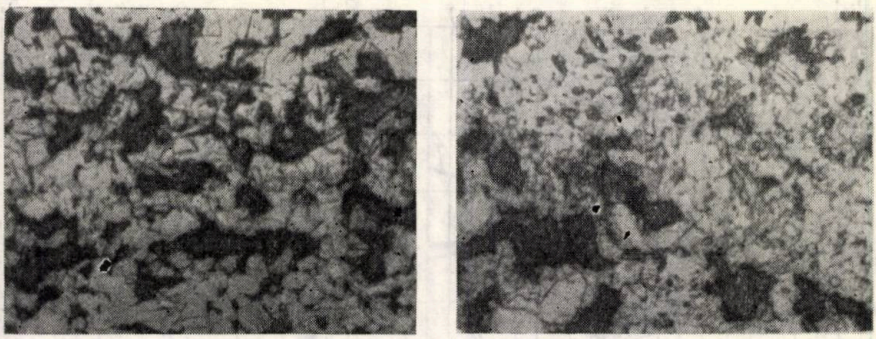


Fig. 5. Rețeaua componentului Cu și repartizarea grafitului în materialul compus Cu95C5 (× 375, atacat cu soluție concentrată de NH_3) : *a* — p_{tI}/p_{tII} = 1 000/2 000 daN/cm²; *b* — p_{tI}/p_{II} = 4 000/6 000 daN/cm².

niformități mai accentuate ale formei și repartizării aglomeratelor de grafit. Aceste aglomerate se formează pe parcursul primei presări izostatice prin deplasări ale grafitului pe distanțe cu atît mai mari cu cît presiunea de compactizare crește.

La prelucrarea cu impulsuri electrice electrozii cu compactități mai mari se comportă mai bine întrucît aceștia se apropie cel mai mult de structura Cu compact care la rîndul lui se comportă în acest caz mai bine din punct de vedere al caracteristicilor de uzare. Structura unui astfel de material (p_{tI} = 4 000 daN/cm² și p_{tIII} = 6 000 daN/cm²) se poate vedea în fig. 5, *a* care ilustrează continuitatea rețelei de Cu aferentă unei compactități a materialului de 95% în comparație cu cea a unui material cu numai 80% compactitate (fig. 5, *b*).

CONCLUZII

— Comportarea la prelucrarea prin eroziune electrică a electrozilor Cu-grafit depinde în afară de proporția componentelor și de tehnologia de elaborare a materialului reflectată în caracteristicile fizico-mecanice și structurale.

— Materialul compus Cu95C5 este adecvat pentru confecționarea electrozilor destinați prelucrării prin eroziune cu scîntei electrice. În condițiile încercărilor din prezenta lucrare cea mai bună variantă tehnologică s-a dovedit a fi cea cu p_{tI} = 1 000 daN/cm² și p_{tIII} = 3 000daN/cm². Performanțele acestui material sînt superioare celor date de Cu compact.

— La prelucrarea cu impulsuri electrice cu electrozi din Cu95C5 chiar la compactități ridicate ale materialului nu se depășesc performanțele obținute cu electrozi din Cu compact.

BIBLIOGRAFIE

1. Achimescu, N., Popa, H., Influența factorilor geometrici asupra uzării electrodului la prelucrarea electroeroxivă cu copierea formei. Bul. șt. și tehn., IPT, Seria mecanică, Tom 17 (31), Fasc. 2, 1972.
2. Agie, *Mode d'emploi de la machine d'usinage par électro-érodien type AGIETRON* BL-h, Losone-Locarno, Suisse, 1972.
3. Charmilles, *Gebrauchsanweisung für die Funkenerosions-Maschine Technologie Generatoren*, Geneva, 1971.
4. Livsit, A. L. i dr. *Elektroimpulisnaia obravotka metallov*, Mașinostroienie, Moskva, 1967.
5. Popa, H., Achimescu, N., Procese și factori care determină uzarea electrodului la prelucrarea electroerozivă cu copierea formei, Bul. șt. și tehn. IPT, Seria mecanică, Tom 17 (31), Fasc. 2, 1972.
6. Sumacher, B., *Elektrodenwerkstoffe-Auswahl, Fertigung der Electroden, Vortrag AGIE*, Losone—Locarno, Suisse, 1969.
7. * * * Bediengungsanleitung zur EROSIMAT SFE-30 C, Budapest, 1965.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 20 (34) Fascicola 1 – 1975

CONTRIBUŢIA CATEDREI UTILAJUL ŞI TEHNOLOGIA SUDĂRII LA CERCETAREA UNOR SORTURI NOI DE ELECTROZI PENTRU SUDARE

DE

VL. POPOVICI, C. ŞARLĂU, D. RADU

1. INTRODUCERE

Dezvoltarea şi perfecţionarea tehnologiilor de sudare este în strînsă legătură cu îmbunătăţirea şi diversificarea materialelor de adaos pentru sudare adică sîrme, fluxuri şi electrozi înveliţi. În ultimul timp în RSR s-a dezvoltat foarte mult baza tehnico-materială a producerii de noi sorturi de electrozi. Odată cu aceasta s-au introdus în fabricaţie o serie de electrozi înveliţi după noi reţete, necesari sudării diferitelor mărci şi calităţi de oţeluri, diferitelor oţeluri cu proprietăţi speciale. Comportarea la sudare a noilor sorturi de electrozi sau a electrozilor fabricaţi după noi reţete, a fost cercetată şi la catedra Utilajul şi tehnologia sudării, beneficiar fiind Întreprinderea Industria Sîrmei din Cîmpia Turzii, Uzina de sîrme şi produse de sîrmă Buzău şi ICEM-Bucureşti.

2. CERCETAREA UNOR ELECTROZI PENTRU SUDAREA OŢELURILOR DE CONSTRUCŢIE FABRICAŢI LA USPS BUZĂU

Uzina USPS Buzău a introdus în programul său de fabricaţie mai multe sorturi de electrozi înveliţi după licenţa OERLIKON dar cu substanţe indigene şi anume: electrozi RM-105; RM-401; RM-603 şi RM-802 cu diametrul de 4 mm. Asupra acestor electrozi s-au efectuat cercetări pentru determinarea însuşirilor tehnologice la sudarea în curent continuu şi alternativ după cum urmează:

- stabilitatea arcului electric şi modul de topire;
- gradul de stropire şi degajarea de gaze;
- coeficientul de topire şi de depunere, randamentul;
- aspectul fizic şi geometric al învelişului etc.

S-a determinat că sorturile de electrozi asimilaţi şi anume: FEROCITO R (RM-401); SUPERCITO (RM-603); SPECIAL (RM-802); OVERCORD S (RM-105), se comportă bine la sudare, însuşirile tehnologice fiind la nivelul celor fabricaţi de firma licenţiată. Astfel, coeficientul de topire are valori între: 7...9 g/Ah iar cel de depunere între: 6,8...8,7 g/ah. Sudurile executate au fost compacte şi cu aspect plăcut.

3. CERCETAREA UNOR SORTURI DE ELECTROZI PENTRU SUDAREA OŢELURILOR TERMOREZISTENTE

La sudarea oţelurilor termorezistente e necesar să se folosească electrozi speciali, atît în ce priveşte sîrma cît şi învelişul. În primul rînd electrozii trebuie să degaje foarte puţin hidrogen în procesul de sudare. Ţinînd seama că oţelurile termorezistente sînt aliate cu Mo, CrMo sau CrMoV, sîrma trebuie să conţină aceste elemente în cantităţi bine determinate pentru compensarea pierderilor, la trecerea metalului topit prin arcul electric.

De aici rezultă că cercetarea urmăreşte două probleme: elaborarea unei sîrme de compoziţie chimică corespunzătoare oţelului care se sudează cu ea şi elaborarea unui înveliş din substanţe care să nu degaje hidrogen, să producă zgură suficientă pentru protecţia băii topite, să asigure stabilitatea arcului electric etc.

În această direcţie, în cadrul unei lucrări de doctorat [4], au fost elaborate o serie de reţete pentru electrozi uccesari sudării conductelor de la termocentrale, din oţeluri termorezistente.

Rețetele sau electrozii au fost denumite după cum urmează: El MoB; El CrMoB; El CrMoVB și El CrMoVNb.B. Învelișul are caracter chimic bazic deoarece acesta conduce la obținerea unor suduri tenace și compacte.

Învelișul conține în general următoarele substanțe: CaF_2, $CaCo_3$, TiO_2, SiO_2 și o serie de feroaliaje ca feromangan, ferosiliciu, ferocrom și feromolibden în cantități determinate. Ținînd seama de compoziția chimică a învelișului au fost satbilite 4 rețete pentru electrozi care au primit denumirile: El TR. 550...600Bl, El TR. 550...600 Rl, El TR. 550...600 B2 și El TR. 550...600 R2.

Aceste rețete se deosebesc de cele din literatură prin: raportul între cele două componente principale care dau caracterul bazic al zgurei rezultate din topirea învelișului, $CaCO_3$ și CaF_2, care este 1,2 față de 1,6 la rețetele străine; utilizarea ferotitanului în înveliș ca dezoxidant pentru reducerea celorlalte feroaliaje; utilizarea ca zgurifiant al pastei de talc; scăderea coeficientului de greutate al învelișului etc. Acești electrozi s-au fabricat la ISCT Cîmpia Turzii și sînt folosiți cu bune rezultate la sudarea conductelor și a altor ansamble din oțeluri termorezistente pentru centrale termoelectrice.

4. ELECTROZI DE MONEL PENTRU SUDAREA FONTEI

Defectele de turnare sau cele care survin în timpul exploatării pieselor din fontă se remediază prin sudare. La sudare se folosesc în condiții bune electrozi de monel (cupru+nichel). Pentru fabricarea în țară a acestor electrozi ICEM București a elaborat mai multe rețete atît în ce privește compoziția chimică a învelișului. Comportarea la sudare a acestor electrozi s-a efectuat la catedra UTS. Cercetările s-au referit la însușirile tehnologice ale electrozilor și la calitatea îmbinărilor sudate realizate cu acești electrozi.

Astfel dintre variantele de rețete pentru înveliș s-a comportat bine la sudare, varianta II.

Sudurile efcctuate cu acești electrozi au avut rezistența la rupere peste 25 daN/cm². Comportarea la sudare și însușirile mecanice ale sudurii au fost comparabile cu ale electrozilor de fabrica- ție străină OKG2 și OKG4.

BIBLIOGRAFIE

1. Beferian D., *Metalurgia sudării.* Ed. Dunod, Paris 1968.
2. Paton O., *Tehnologia sudării electrice.* Mașghiz, Moscova 1970.
3. Popovici VI., Șarlău C., *Tehnologia construcțiilor sudate.* GDP. 1967.
4. Radu D., *Sudarea conductelor termorezistente* (lucrare doctorat IPTVT — 1972).

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 20 (34) Fascicola 1 – 1975

DETERMINAREA FORŢELOR DE STRÎNGERE NECESARE MENŢINERII CENTRĂRII OBIECTELOR DE LUCRU ÎN MANDRINE LA GĂURIREA AXIALĂ

DE

M. ŞELARIU, MARIANA KÖNIG

Importanţa determinării cît mai exacte a valorilor necesare ale forţelor de strîngere, pentru menţinerea orientării obiectelor de lucru în dispozitiv, a impus considerarea rigidităţii mecanismelor de orientare şi de fixare a dispozitivului la stabilirea condiţiilor de echilibru ale semifabricatului.

Schema de instalare a obiectului de lucru este prezentată în figura 1. Pentru simplificarea ecuaţiilor de echilibru s-a considerat o mandrină de prindere cu două fălci, dar studiul rămîne valabil pentru un număr oarecare de fălci n.

I. În prima fază a studiului se consideră un sistem perfect rigid. Asupra obiectului de lucru acţionează forţa axială F_x şi momentul M_x dezvoltate în procesul de aşchiere. Menţinerea centrării obiectului de lucru în mandarină este asigurată de forţele de strîngere normale S şi de forţele de frecare $F=\mu S$ de componente F_a – axiale şi F_t – tangenţiale, dependente între ele prin relaţiile:

$$\mu S \geqslant F=\sqrt{F_a^2+F_t^2} \tag{1}$$

Pentru $nF_a=\Sigma F_{ai}<F_x$, obiectul de lucru se va deplasa axial şi la contactul cu reazemul axial va apare o forţă normală

$$N=F_x-nF_a \tag{2}$$

a cărei expresie rezultă din condiţia de echilibru a forţelor după direcţia Ox, în cazul în care expresia (1) este satisfăcută la limită, adică $\mu S=F$, iar componenta forţelor de frecare F_t şi momentul de pivotare $M_p=\mu_p \cdot N$ satisfac de asemenea la limită condiţia de echilibru a obiectului de lucru sub acţiunea momentelor în jurul axei Ox, adică:

$$M_x=r\cdot nF_t+M_p \text{ sau } M_x=r\cdot nF_t+\mu_p\cdot N \tag{3}$$

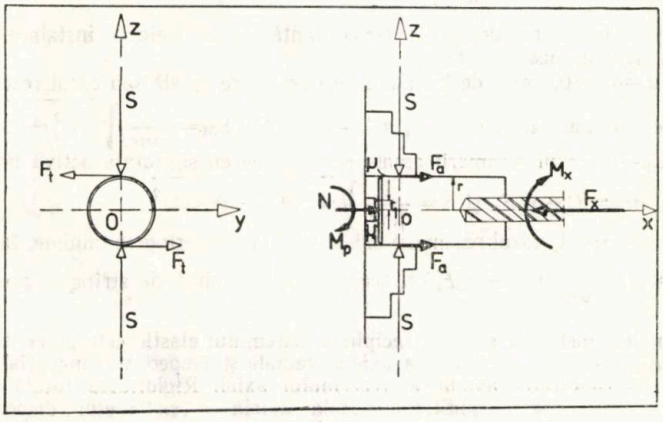


Fig 1.

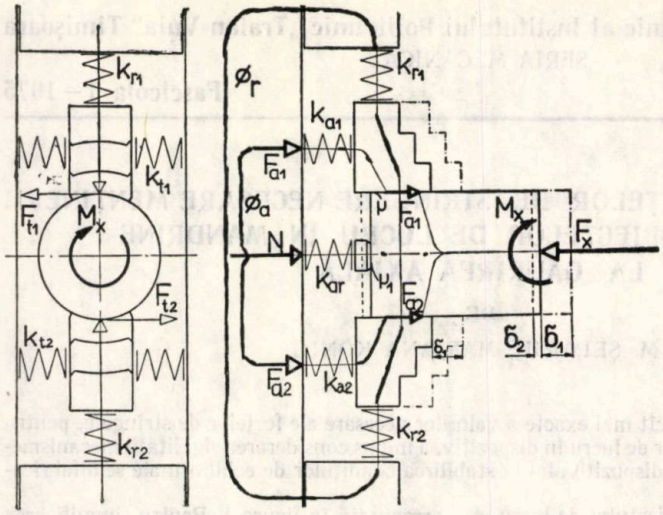


Fig. 2.

Din ecuațiile de echilibru a forțelor după direcția Oy și Oz rezultă: $F_{t1}=F_{t2}=\ldots F_{tn}=F_t$ și $S_1=S_2=\ldots=S_n=S$, iar din ecuația de echilibru a momentelor în jurul axei Oy rezultă că $F_{a1}=F_{a2}=\ldots=F_{an}=F_a$.

Pentru determinarea forțelor necesare de strîngere se pot folosi ecuațiile (2) și (3) la care se asociază relația (1), care formează următorul sistem nedeterminat:

$$\begin{cases} F_x=N+nF_a \\ M_x=\mu_p\cdot N+r\cdot nF_t \\ S=\dfrac{1}{\mu}\sqrt{F_a^2+F_t^2} \end{cases} \tag{4}$$

În literatura de specialitate [1], [2], [3], [4], rezolvarea acestui sistem este efectuată în următoarele ipoteze aproximative:

a) $F_x=0$, ceea ce atrage după sine $N=0$, $F_a=0$ și $\mu S=F_t$ rezultînd expresia forței necesare de strîngere sub forma $S=\dfrac{M_x}{\mu nr}$ care nu mai corespunde cazului real.

b) Se consideră arbitrar $F_a=F_t=\mu S$, caz evident imposibil, și se obține relația

$$S=\frac{M_x-\mu_p\cdot F_x}{\mu n(r+\mu_p)}.$$

Deoarece sistemul este static nedeterminat, forța de strîngere necesară va avea o mulțime de soluții cuprinse între valorile extreme S_m și S_M; determinarea soluției efectiv necesare stabilindu-se pe baza unor considerații suplimentare de ordin tehnologic referitoare la schema concretă de instalare și la precizia de instalare impusă.

Se observă că pentru $S\in[S_m, S_M]$ rezultă $N\in[0, F_x]$ și considerîndu-l pe N ca parametru sub forma $N=\alpha F_x$ în care $\alpha\in[\alpha_m=0\,;\,\alpha_M=1]$ sistemul (4) conduce la expresia forței de strîngere necesare:

$$S=\frac{1}{\mu nr}\sqrt{F_x^2r^2(1-\alpha)^2+(N_x-\mu_p\cdot\alpha\cdot F_x)^2}. \tag{5}$$

Prin particularizarea relației (5) în concordanță cu schemele de instalare concrete și cu precizia de instalare impusă rezultă:

1. Pentru $\alpha=\alpha_m=0$, cazul de instalare fără rezemare axială sau cazul rezemării axiale cu deplasări axiale minime, în care $N=0$, $nF_a=F_x$ și $S=S_M=\dfrac{1}{\mu nr}\sqrt{F_x^2r^2+M_x^2}$.

2. Pentru $\mu_p=0$, cazul rezemării axiale pe reazeme cu suprafața activă bombată ($r_1=0$), în care $N=F_x$, $nF_a=(1-\alpha)F_x$ și $S=\dfrac{1}{\mu nr}\sqrt{F_x^2r^2(1-\alpha)^2+M_x^2}$.

3. Pentru $\alpha=\alpha_M=1$, cazul rezemării axiale cu forțe de strîngere minime, în care: $nF_a=0$, $N=F_x$ și $S=S_m=\dfrac{1}{\mu nr}(M_x-\mu_pF_x)$ și această forță minimă de strîngere poate fi nulă dacă $M_x/F_x=\mu_p$.

II. Schema de instalare și de principiu a sistemului elastic este prezentată în figura 2. S-a notat cu K_{ai}, K_{ri}, K_{ti}, rigiditatea axială, radială și respectiv tangențială a fălcilor de prindere și cu K_a rigiditatea axială a reazemului axial. Rigiditatea totală axială a fălcilor este $K_{af}=\Sigma K_{ai}$, iar rigiditatea totală axială a sistemului dispozitiv-obiect de

lucru, ca sumă a rigidității fălcilor și reazemului axial este $K_a=F_x/\delta=K_{ar}/\alpha_e$, unde $\delta=\delta_1+\delta_2$ reprezintă deplasarea axială totală sub acțiunea forței F_x, reprezentată în figura 3, în care alunecarea relativă obiect-falcă δ_2 este maximă pentru $\alpha_e=\alpha_{eM}$ și invers, iar δ_1 este deformarea elastică a sistemului. S-a notat cu α_e coeficientul adimensional α în cazul considerării sistemului elastic. El ia valori în domeniul $\alpha_e \in \left[\alpha_{em}=\frac{K_{ar}}{K_{ar}+K_{af}};\ \alpha_{eM}=1\right]$. Rigiditatea axială K_a fiind dependentă de α_e, iar acest coeficient de forța de strîngere, rezultă o proprietate remarcabilă a sistemului, aceea de a permite modificarea rigidității axiale a sistemului în domeniul $K_a \in [K_{am}, K_{aM}]$ și deci a frecvenței proprii a sistemului.

In cazul alunecării relative nule ($\delta_2=0$), $\delta=\delta_1=\delta_{1M}$ și valoarea maximă a rigidității este $K_{aM}=\frac{F_x}{\delta_{1M}}=K_{ar}+K_{af}$, iar în cazul alunecării relative maxime ($\delta_1=0$), $\delta=\delta_2=\delta_{2M}$ și $K_{am}=K_{ar}$

Rezolvînd sistemul nedeterminat (4) în funcție de parametrul α_e se obține:

$$S_e=\frac{1}{\mu nr}\sqrt{F_x^2 r^2(1-\alpha_e)^2+(M_x-\mu_p\alpha_e F_x)^2}. \qquad (6)$$

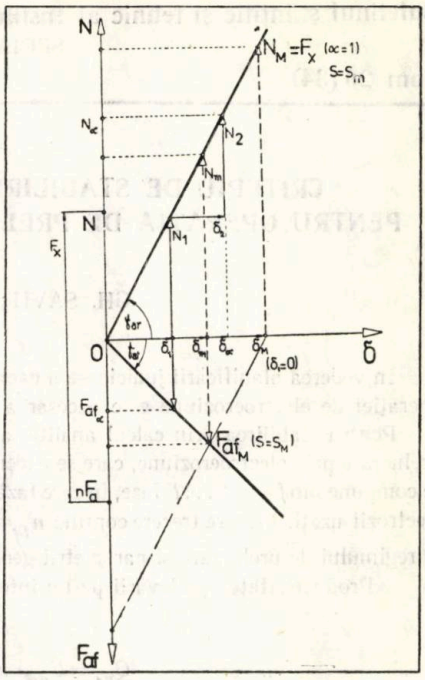


Fig. 3.

Prin particularizarea relației (6) rezultă:

1) Pentru $\alpha=\alpha_{em}$, deplasarea axială a obiectului de lucru este minimă $\delta=\delta_{1m}=F_x/(K_{ar}+K_{af})$ și $N_e=N_{em}=\frac{K_{ar}\cdot F_x}{K_{ar}+K_{af}}$; $F_{af}=F_{afM}=K_{af}\cdot F_x/(K_{af}+K_{ar})$ iar

$$S_e=S_{eM}=\frac{1}{\mu nr}\sqrt{\left(\frac{F_x K_{ar}}{K_{ar}+K_{af}}\right)^2(r^2+\mu_p)^2+M_x^2-\frac{2M_x F_x\mu_p K_{ar}}{K_{ar}+K_{af}}}.$$

În lipsa reazemului axial $K_{ar}=0$ și $\alpha_e=\alpha_m=0$ rezultînd un caz identic cu I.1

2) Pentru $\mu_p=0$, deplasarea axială este $\delta=\frac{\alpha_e F_x}{K_{ar}}$ și $N_e=\alpha_e F_x$; $F_{af}=(1-\alpha_e)F_x$, iar

$$S_e=S_{eb}=\frac{1}{\mu nr}\sqrt{F_x^2 r^2(1-\alpha_e)^2+M_x^2}.$$

3) Pentru $\alpha_e=\alpha_{eM}=1$, deplasarea axială a obiectului de lucru este maximă dacă $K_{ar}<K_{af}$ și are expresia $\delta=\delta_{2M}=F_x/K_{ar}$ și $N_e=F_x$, $F_{af}=0$, iar forța necesară de strîngere este minimă, dată de relația:

$$S_e=S_{em}=\frac{1}{\mu nr}(M_x-\mu_p F_x).$$

BIBLIOGRAFIE

1. Antoniuk V. E. ș.a., *Spravocinik konstruktora*, Ed. Belorus, Minsk 1969.
2. Korsakov V. S. *Osnovî konstruirovania prisposoblenia*, Ed. Mașinostroenie, Moscova, 1965.
3. Gojinetchi N., Rener A., *Curs de proiectarea și construcția dispozitivelor*, Partea I-a, Litografia I. P . Iași, 1970.
4. Sagyebo Fr., *Proiectarea și construcția dispozitivelor*, Litografia I. P. Cluj, 1969.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 20 (34) Fascicola 1 – 1975

CRITERIU DE STABILIRE A TIMPULUI DE NORMARE PENTRU OPERAŢIA DE PRELUCRARE PRIN ELECTROEROZIUNE*

DE

GH. SAVII ; DE G. DRĂGHICI

În vederea planificării judicioase a capacităţii de prelucrare şi a estimării costului efectuării operaţiei de electroeroziune este necesar a se cunoaşte timpul de normare.

Pentru stabilirea prin calcul analitic a timpului de normare, se consideră că operaţia de prelucrare prin electroeroziune, care se execută la o singură fixare a semifabricatului pe maşină, se compune din $f = 1, 2 \ldots F$ faze, fiecare fază cuprinzînd $t_f = 1, 2, \ldots T_f$ treceri la care se schimbă electrozii uzaţi. Fiecare trecere conţine $n_{t_f} = 1, 2, \ldots N_{t_f}$ intervale în care parametrii electrici ai regimului de prelucrare şi parametrii geometrici ai suprafeţei se menţin constanţi.

Productivitatea prelevării pe un interval oarecare se poate exprima sub forma :

$$Q_{nt_f} = E_{nt_f} \cdot u_{med_{nt_f}} \cdot i_{med_{nt_f}} \left[\frac{\text{mm}^3}{\text{s}}\right] \tag{1}$$

unde :

E_{nt_f} – factorul de eficacitate al prelevării pe interval, în mm³/J ;

$U_{med_{nt_f}}$ – tensiunea medie pe interval, în V ;

$i_{med_{nt_f}}$ – intensitatea curentului mediu pe interval, în A.

Împărţind în expresia productivităţii prelevării prin suprafaţa de interacţiune dintre electrodul sculă şi obiectul prelucrării pe intervalul considerat S_{nt_f}, se obţine viteza de erodare în direcţia de avans a electrodului sculă :

$$v_{nt_f} = E_{nt_f} \cdot u_{med_{nt_f}} \cdot j_{nt_f} \left[\frac{\text{mm}}{\text{s}}\right] \tag{2}$$

unde j_{nt_f} – reprezintă densitatea de curent pe intervalul considerat, în A/mm².

Dacă adîncimea de prelucrare în direcţia de avans a electrodului sculă pe intervalul n_{t_f} este h_{nt_f}, iar viteza de erodare este v_{nt_f}, se poate determina timpul de bază :

$$t_{bnt_f} = \frac{h_{nt_f}}{v_{nt_f}} \text{ [s]} \tag{3}$$

* Lucrarea comunicată la sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din IPT, sept. 1974.

Deoarece, de cele mai multe ori, pentru îndepărtarea particulelor erodate din spațiul de lucru se folosește ridicarea și coborîrea intermitentă a electrodului sculă, operație comandată de temporizator, timpul efectiv pe interval va conține pe lîngă timpul de bază, un timp auxiliar $t_{an_{t_f}}$.

$$t_{en_{t_f}} = t_{bn_{t_f}} + t_{an_{t_f}} \quad [s], \tag{4}$$

Înlocuind timpul de bază prin expresia (3) obținută anterior și făcînd raportul

$$R = \frac{t_{an_{t_f}}}{t_{bn_{t_f}}}$$

se obține.

$$t_{en_{t_f}} = \frac{h_{n_{t_f}}}{v_{n_{t_f}}} \cdot (1+R) \quad [s]. \tag{5}$$

Timpul efectiv pentru trecerea t_f se obține prin însumarea timpilor efectivi ai fiecărui interval și a timpului auxiliar afectat trecerii t_{at_f}, determinat de schimbarea electrodului uzat: Deci:

$$t_{et_f} = \sum_{n_{t_f}=1}^{N_{t_f}} t_{en_{t_f}} + t_{at_f} = \sum_{n_{t_f}=1}^{N_{t_f}} (1+R) \frac{h_{n_{t_f}}}{v_{n_{t_f}}} + t_{at_f} \quad [s]. \tag{6}$$

Pentru obținerea timpului efectiv al fazei f, trebuie adunați timpii efectivi ai trecerilor ce compun faza:

$$t_{ef} = \sum_{t_f=1}^{T_f} t_{et_f} = \sum_{t_f=1}^{T_f} \sum_{n_{t_f}=1}^{N_{t_f}} (1+R) \frac{h_{n_{t_f}}}{v_{n_{t_f}}} + \sum_{t_f=1}^{T_f} t_{at_f} \quad [s]. \tag{7}$$

Operația de prelucrare prin electroeziune cuprinzînd F faze, prin însumarea lor rezultă timpul efectiv pe operație:

$$t_e = \sum_{f=1}^{F} t_{ef} + t_a = \sum_{f=1}^{F} \sum_{t_f=1}^{T_f} \sum_{n_{t_f}=1}^{N_{t_f}} (1+R) \frac{h_{n_{t_f}}}{v_{n_{t_f}}} + \sum_{f=1}^{F} \sum_{t_f=1}^{T_f} t_{at_f} + t_a \quad [s]. \tag{8}$$

unde t_a este timpul auxiliar al operației, determinat de schimbarea piesei pe mașină.

Luînd în considerare și celelalte componente ale timpului de normare, acesta se exprimă sub forma:

$$T = t_e + t_{at} + t_{d_0} + t_{on} + \frac{t_{pi}}{z} \quad [s] \tag{9}$$

unde: t_e — timpul efectiv determinat cu relația (8)
t_{at} — timpul de deservire tehnică;
t_{d_0} — timpul de deservire organizatorică.
t_{on} — timpul de odihnă și necesități fiziologice.
t_{pi} — timpul de pregătire încheie;
z — numărul de piese al lotului;

Pentru normarea operației de prelucrare prin electroeroziune pe baza criteriului, este necesar a se cunoaște vitezele de erodare în direcția de avans a electrodului sculă, pe intervalele în care parametrii electrici ai regimului de prelucrare și parametrii geometrici ai suprafeței se mențin constanți.

Mărimile vitezelor de erodare corespunzătoare gamei de regimuri de prelucrare sînt specifice fiecărui tip constructiv de utilaj și necesită a fi determinate pentru aplicarea criteriului. În acest scop au fost efectuate încercări experimentale pentru determinarea vitezelor de erodare în direcția de avans a electrodului la mașinile de construcție Charmilles, echipate cu generator de impulsuri comandate Isopulse P3. Regimurile de prelucrare au fost alese din tabelele de tehnologie [1] avînd ca parametri : treapta de putere a generatorului, durata impulsurilor de curent

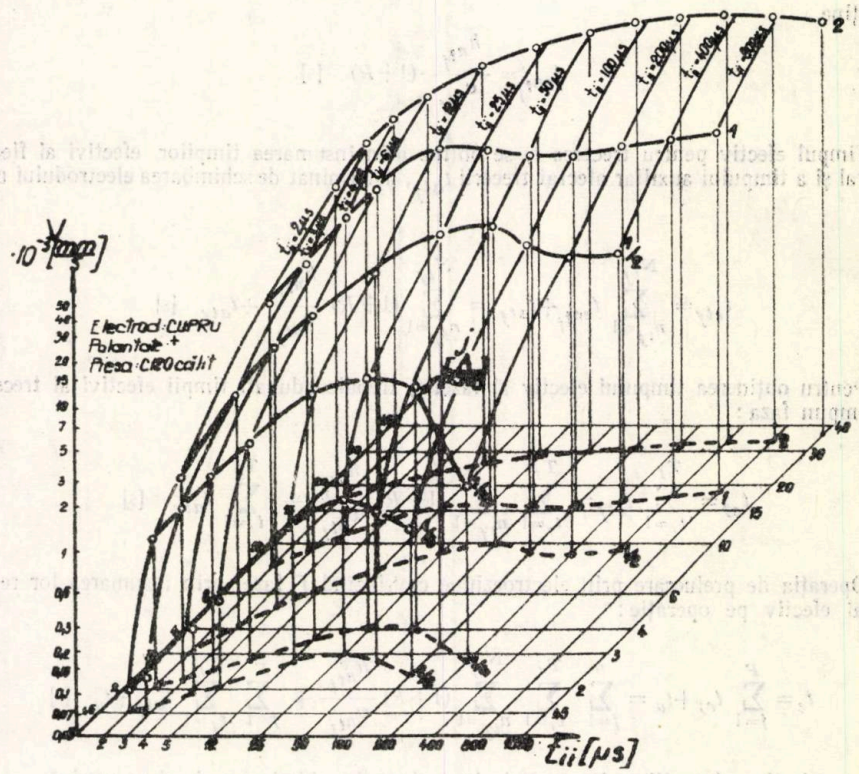


Fig. 1

și durata pauzei dintre impulsurile de tensiune. S-au folosit electrozi cilindrici cu orificiu axial pentru injectarea lichidului dielectric (motorină), de secțiune 137,375 mm², din cupru electrolitic și din grafit nuanța Ellor 9. Polaritatea care asigură obținerea productivității maxime de prelevare este pozitivă pentru electrozi din cupru și negativă pentru electrozi din grafit. Ca material pentru obiectul prelucrării a fost ales oțelul de scule C120 călit la 60 HRC, fiind cel mai frecvent utilizat.

Vitezele de erodare rezultate au fost reprezentate în funcție de densitatea de curent și durata impulsurilor de curent, obținîndu-se suprafețele din fig. 1. pentru electrozi din cupru și din

fig. 2. pentru electrozi din grafit. Pe aceste suprafețe sînt trasate cu linii groase curbele ce corespund treptelor de putere ale generatorului, a căror proiecții în planul coorodanatelor (j, t_{it}) sînt trasate cu linii întrerupte. Cu linii mai subțiri sînt marcate pe suprafețele spațiale curbele rezultate prin intersectarea acestora cu plane paralele la durate ale impulsurilor de curent constante.

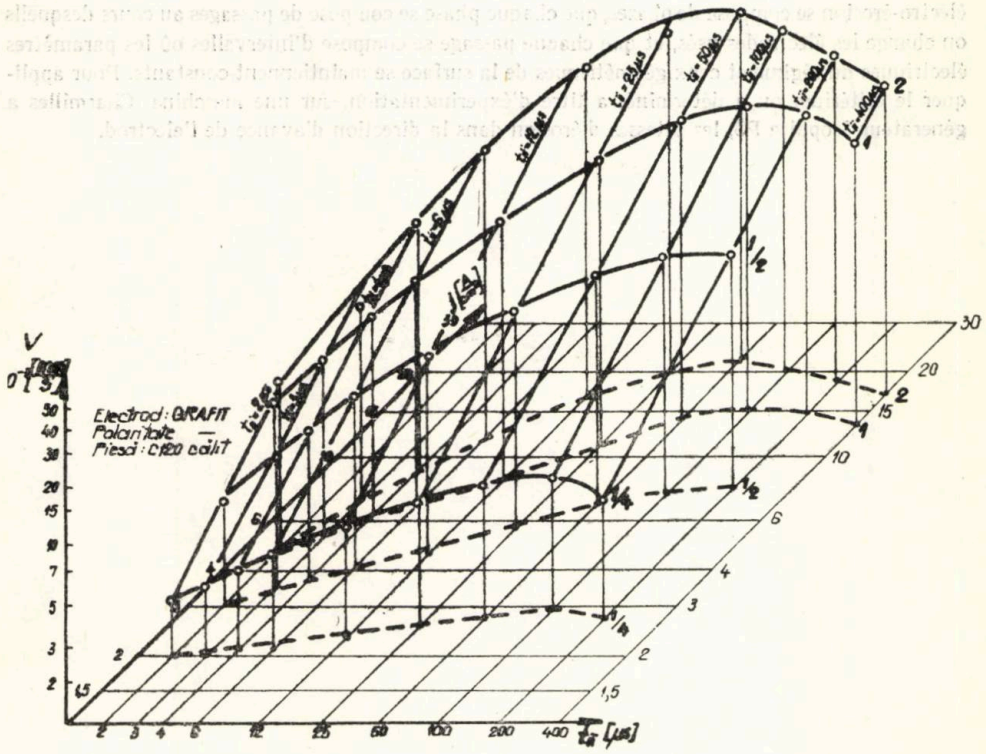


Fig. 2

Vitezele de erodare se măresc datorită creșterii duratei impulsurilor de curent și a densităților de curent, la durate mari apare însă o scădere, datorită stabilității mai reduse la densități de curent importante. Cu toate că la încercările cu electrozi de grafit, densitățile de curent admise la unele regimuri au fost de pînă la 3 ori mai mici decît în cazul electrozilor de cupru, vitezele de erodare obținute sînt de pînă la 4 ori mai mari, la durate mici ale impulsurilor, dovedind eficacitatea de prelevare superioară la prelucrarea cu electrozi de grafit și polaritate negativă

Odată cunoscute vitezele de erodare corespunzătoare intervalelor în care parametrii electrici ai regimului și parametrii geometrici ai suprafeței rămîn constanți, se poate determina timpul de bază. În continuare, prin stabilirea timpilor auxiliari și ai celorlați timpi componenți, se obține timpul de normare a operației de prelucrare prin electroeroziune.

BIBLIOGRAFIE

1. * * * *Charmilles Technologie.* Charmilles Geneve.

CRITÉRIUM POUR ÉTABLIR LE TEMPS RÉGLEMENTÉ DE L'OPÉRATION D'USINAGE PAR ÉLECTRO-ÉROSION

(RESUMÉ)

On peut déterminer le temps réglementé à partir du fait que l'opération d'usinage par électro-érosion se compose de phases, que chaque phase se compose de passages au cours desquells on change les électrodes usés, et que chaque passage se compose d'intervalles où les paramètres électriques du régime et ceux géométriques de la surface se maintiennent constants. Pour appliquer le critérium on a déterminé, a titre d'éxperimentation, sur une maschine Charmilles a géneratéur Isopulse P3, les vitesses d'érosion dans la direction d'avance de l'electrod.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

CONSIDERAŢII ASUPRA UNOR SISTEME AUTOMATE DE REGLARE A TENSIUNII GENERATORULUI LOCOMOTIVELOR DIESEL ELECTRICE

DE

N. BUDIŞAN, ŞT. PREITL, T. DRAGOMIR

Funcţionarea motorului diesel, al locomotivelor diesel-electrice, cu consum optim de combustibil se poate realiza prin sisteme automate de reglare a tensiunii generatorului principal. Literatura de specialitate consideră mai multe tipuri de astfel de sisteme de reglare (relativ la performanţele cărora nu se fac suficiente precizări): sisteme cu acţiune în funcţie de curentul de sarcină al generatorului principal; sisteme cu acţiune în funcţie de puterea de la bornele generatorului principal: sisteme cu acţiune în funcţie de turaţia motorului diesel.

În cadrul acestui articol, pe baza experimentelor efectuate pe modele fizice [5], [6], se prezintă unele consideraţii referitoare la cele trei tipuri de sisteme de reglare menţionate, realizate cu echipamente electronice.

1) Sistemul de reglare cu acţiune în funcţie de curentul de sarcină al generatorului principal. Schema realizată [1] a respectat în principiu structura din fig 1, prezentînd următoarele particularităţi: blocul de limitare *BL-I* şi convertorul *CF-I/U* au fost înglobate într-un singur an samblu; între regulatorul *R-U* şi generatorul *G* s-a intercalat un ansamblu amplificator, avînd ca ultim etaj tocmai excitatricea generatorului.

În privinţa rezultatelor obţinute [1] s-a constatat o bună suprapunere a rezultatelor obţinute cu sistemul de reglare peste caracteristica de reglare optimă; la mijlocul domeniului de putere constantă erorile s-au dovedit a fi sub 3% din valoarea tensiunii reglate. Experimentările au indicat necesitatea realizării unor blocuri de limitare mai complexe pentru a se preîntîmpina apariţia unei comportări instabile în zonele de limitare a curenţilor.

2) Sistemul de reglare cu acţiune în funcţie de puterea de la bornele generatorului principal. Sistemul a fost realizat conform structurii de principiu din fig.2, în varianta cu limitări prin intermediul convertoarelor funcţionale [6]. Spre deosebire de cazul anterior, cînd experimentările au fost efectuate pe un grup motor diesel-generator de c.c. — motor de tracţiune real, în acest caz experimentările sistemului de reglare au fost efectuate pe un model de laborator.

Caracteristicile experimentale obţinute în regim staţionar [2] corespund regimului descris de ecuaţia: $P=UI=$const. erorile apărute fiind mai mici de 3%.

3) Sistemul de reglare cu acţiune în funcţie de turaţia motorului Diesel. Şi în acest caz experimentele au fost efectuate pe un model de laborator. Schema realizată corespunde schemei de principiu din fig. 3 şi cu ajutorul ei s-a studiat comportarea sistemului între zonele de limitare. În fig. 4 curba *1* reprezintă caracteristica $U=f(I)$, obţinută experimental pentru o anumită turaţie a generatorului principal, corespunzătoare unui anumit regim optim de funcţionare a modelului motorului diesel. Pentru a ilustra diferenţa dintre acest regim de asigurare

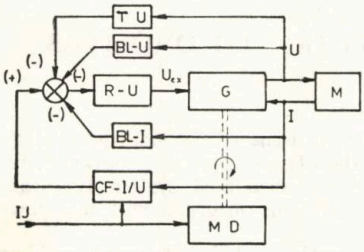


Fig 1.

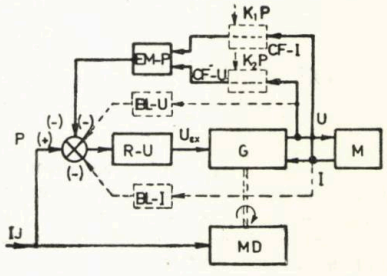


Fig. 2.

continuă a optimului și un regim UI=const. (corespunzător punctului A) s-a trasat și caracteristica 2, $UI = U_A I_A$=const.

Considerații finale. a) Referitor la *caracteristicile statice* realizate de cele trei variante analizate se precizează că doar sistemul 3) asigură pentru întreaga gamă de valori ale puterii motorului diesel caracteristici de reglare optime. Sistemul 1) poate realiza prin intermediul con-

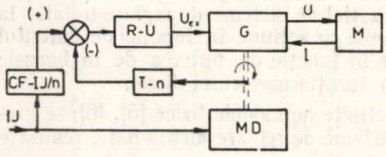


Fig. 3.

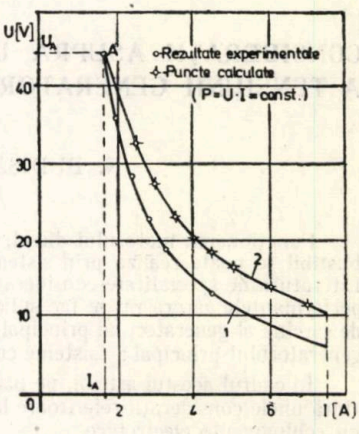


Fig. 4.

vertorului funcțional numai o singură caracteristică optimă, astfel aleasă încît pentru celelalte regimuri de putere caracteristicile statice să asigure o abatere cît mai mică față de caracteristica optimă. În ceea ce privește reglarea cu putere la borne constantă, cazul sistemului 2), acesta nu poate asigura funcționarea pe caracteristicile optime, ci doar pe caracteristici apropiate.

b) Constructiv blocurile de limitare pot fi realizate sub forma cea mai simplă în cazul sistemului 2), ceea ce constituie avantajul acestui sistem.

c) Perspectiva adoptării sistemelor de reglare considerate va putea fi mai mult lărgită prin realizarea unor sisteme de reglare complexe, obținute prin combinarea sistemului 3) cu sistemele 1) sau 2).

BIBLIOGRAFIE

1. Zăgănescu, I., Budișan, N., și. a., *Cercetări privind reglarea automată a generatorului locomotivelor diesel-electrice în funcție de curentul de sarcină* — Sesiunea de comunicări științifice a Uzinei „Electroputere" și a Universității Craiova, 7—9 iunie 1974 Craiova, România.
2. Budișan, N., ș.a., *Cercetări privind reglarea automată a generatorului locomotivelor diesel-electrice în funcție de puterea utilă* — Sesiunea de comunicări științifice a Uzinei „Electroputere" și a Universității Craiova, 7—9 iunie 1974, Craiova, România.

CONSIDERATIONS ABOUT SOME AUTOMATIC VOLTAGE REGULUTION OF THE GENERATOR OF DIESEL-ELECTRIC LOCOMOTIVBS

(SUMMARY)

The paper is refering to automatic voltage regulation systems of the main generator of diesel-electric locomotives, which ensure the operation of the diesel-engine with optimum fuel consumation. There is presented: the structure of the three considered system types and; the results achieved by the authors at the testing of the systems on grups with low power and laboratory models.

Finaly, there are shown, some of the development directions of the presented problem.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institututlui Poliehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

GENERATOR DE CONSTANTE PENTRU CALCULUL LOGARITMILOR ŞI ANTILOGARITMILOR BINARI ÎN CALCULATOARELE ELECTRONICE

DE

M. CIUGUDEAN, V. POPESCU

Intr-o serie de calculatoare electronice specializate, în calculatoarele de birou şi chiar în calculatoarele numerice universale care conţin dispozitive aritmetice cu virgulă flotantă, este posibil în prezent să se genereze prin hardware logaritmii şi antilogaritmii binari. Astfel, algoritmii prezentaţi în [1] şi [2] permit ca un dispozitiv aritmetic ce efectuează numai adunări şi scăderi sau un dispozitiv aritmetic ce efectuează adunări, scăderi, înmulţiri şi împărţiri să se completeze cu un generator de constante cu ajutorul cărora să se obţină logaritmi şi antilogaritmi binari. Generatorul trebuie să furnizeze succesiv un număr de constante egal cu cantitatea de biţi după virgulă a numerelor din calculator.

Constantele au forma următoare:

$$L_i=\log_2(1+2^{-i}) \quad \text{şi} \quad C_i=2^{2^{-i}} \quad \text{pentru } i=1\ldots n$$

n fiind cantitatea de biţi după virgulă a numerelor.

In [3] constantele L_i şi C_i au fost determinate cu ajutorul calculatorului electronic cu 13 cifre zecimale exacte ceea ce corespunde la 43 biţi. In lucrarea de faţă se analizează posibilitatea realizării generatoarelor de constante, se stabileşte soluţia cea mai simplă şi se proiectează aceste generatoare pentru un număr de 28 biţi ai constantelor după virgulă. Generatoarele pot fi utilizate într-un dispozitiv aritmetic cu virgulă flotantă cu $n=24$ biţi pentru mantisă.

In [2] s-au prezentat mai multe posibilităţi de realizare a generatoarelor de constante: numărător binar şi matrice logică cu diode, numărător cu succesiune de stări impusă, numărător şi memorie fixă, registru de deplasare cu modificarea stării. Dintre acestea soluţia cea mai simplă o constituie realizarea sub formă de registru de deplasare cu modificarea stării. In acest caz se profită de forma particulară a constantelor (Tabelul 1) observîndu-se că după deplasarea la dreapta a unei constante de ordinul i cu o poziţie, ea se deosebeşte printr-un număr redus de biţi faţă de constanta de ordinul $i+1$. Cantitatea de biţi ce se repetă de la o constantă la alta creşte pe măsură ce se avansează în tabel iar începînd de la mijlocul tabelului o constantă se obţine din cea anterioară prin simpla deplasare la dreapta. Generatorul de constante se poate deci realiza simplu, ca un registru de deplasare comandat de un impuls de tact, care se stabileşte după deplasare în starea dorită prin circuite logice simple comandate de un alt impuls de tact (fig. 1).

Constantele L_i sînt date cu 28 biţi după virgulă în Tabelul 1, unde cu indicele d s-au notat constantele deplasate cu o poziţie spre dreapta. Comparînd două cîte două constante, dintre care prima este deplasată, rezultă basculările necesare din starea 0 în starea 1 şi din starea 1 în starea 0 a bistablelor registrului de deplasare. Funcţiile de comandă g pentru bistabilele de tip RS ale generatorului rezultă din tabel luînd în consideraţie toate basculrileă pe coloană. De exemplu:

$g_{1s}=L_{28d}$, $g_{4s}=L_{28d}+L_{1d}$, $g_{5r}=L_{1d}$, $g_{6s}=L_{28d}$, ... $g_{27r}=L_{8d}+L_{13d}$, $g_{28s}=L_{28d}+L_{8d}+L_{9d}+L_{12d}$, $g_{28r}=L_{5d}+L_{13d}$.

Dacă bistabilele sînt de tip JK atunci expresiile funcţiilor de comandă rămîn aceleaşi şi se înlocuieşte doar indicele r cu j şi s cu k. Această echivalare este valabilă deoarece funcţiile g_{ir} şi g_{is} nu sînt niciodată egale cu 1 simultan.

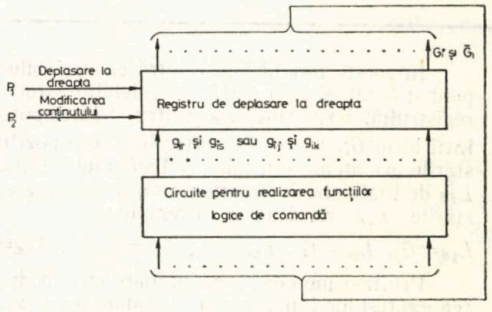


Fig. 1

Tabelul 1

	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	82
L_{28d}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
L_1	0	1	0	0	1	0	1	0	1	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	1	0	1	0	0	0	1	1
L_{1d}	0	0	1	0	0	1	0	1	0	1	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	1	0	1	0	0	0	1
L_2	0	0	1	0	1	0	0	1	0	0	1	1	0	1	0	0	1	1	1	1	0	0	0	0	1	0	0	1	0
L_{2d}	0	0	0	1	0	1	0	0	1	0	0	1	1	0	1	0	0	1	1	1	1	0	0	0	0	1	0	0	1
L_3	0	0	0	1	0	1	0	1	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	1	0	1	0	0	0	1	1	1
L_{3d}	0	0	0	0	1	0	1	0	1	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	1	1	0	1	0	0	0	0	1	1
L_4	0	0	0	0	1	0	1	1	0	0	1	1	0	0	0	1	1	1	1	1	1	0	1	1	0	1	1	1	1
L_{4d}	0	0	0	0	0	1	0	1	1	0	0	1	1	0	0	0	1	1	1	1	1	1	0	1	1	0	1	1	1
L_5	0	0	0	0	0	1	0	1	1	0	1	0	1	1	1	0	1	0	1	1	0	1	0	0	1	1	0	1	1
L_{5d}	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	0	1	0	1	1	1	0	1	0	1	1	0	1	0	0	1	1	0	1
L_6	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	0	1	1	1	0	0	1	1	1	1	0	0	1	0	1	1	0	1
L_{6d}	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	0	1	1	1	0	0	1	1	1	1	0	0	1	0	1	1	0
L_7	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	0	1	1	1	1	1	1	1	0	0	1	0	1	0	0	0	1
L_{7d}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	0	1	1	1	1	1	1	1	0	0	1	0	1	0	0	0
L_8	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	0	1	1	1	0	0	0	1	0	0
L_{8d}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	0	1	1	1	0	0	0	1	0
L_9	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	0	1	1	1	1	1	0	0	0	0	1
L_{9d}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	0	1	1	1	1	1	0	0	0	0
L_{10}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	0	1	0	0	1	1	0	0	1
L_{10d}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	0	1	0	0	1	1	0	0
L_{11}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	0	1	1	1	1	0	1	0
L_{11d}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	0	1	1	1	1	0	1
L_{12}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	1	0	0	0	1	0	1	1	0	0	0	0
L_{12d}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	1	0	0	1	0	0
L_{13}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	1	0	0	1	1	1
L_{13d}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	1	0	0	1	1
L_{14}	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	1	0	0	0	0
$L_{14d} \equiv L_{15}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	1	0	1	0	0
$L_{15d} \equiv L_{16}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	1	0	1	0
$L_{16d} \equiv L_{17}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	1	0	0
$L_{17d} \equiv L_{18}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	1	0
$L_{18d} \equiv L_{19}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0	0
$L_{19d} \equiv L_{20}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1	0
$L_{20d} \equiv L_{21}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0	1
$L_{21d} \equiv L_{22}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0	0
$L_{22d} \equiv L_{23}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0	0
$L_{23d} \equiv L_{24}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1	0
$L_{24d} \equiv L_{25}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1	1
$L_{25d} \equiv L_{26}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	1
$L_{26d} \equiv L_{27}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0
$L_{27d} \equiv L_{28}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	1

In aceste funcţii logice intră ca variabile numai stările L_{id} ale registrului după deplasare pentru $i=28$ şi $i=1\ldots13$. In celelalte situaţii nu este necesară comanda modificării stării registrului. Expresiile L_{id} pentru stări se pot deduce simplu din Tabelul 1 incluzînd în ele mai întîi bitul G_{i+1} (corespunzător lui 1 din poziţia $2^{-(i+1)}$) care deosebeşte o stare L_{id} de toate stările următoare din tabel şi încă unul sau mai mulţi biţi, negaţi sau nu, care deosebesc starea L_{id} de toate stările anterioare din tabel care au bitul $G_{i+1}=1$. In felul acesta expresiile pentru stările L_{id} rezultă de exemplu:

$L_{1d}=G_2$, $L_{2d}=G_3$, $L_{3d}=G_4$, $L_{4d}=G_5G_{16}$, $L_{5d}=G_6G_{11}$, ... $L_{28d}=\overline{G}_{13}\overline{G}_{25}\overline{G}_{27}\overline{G}_{28}$.

Printr-o metodă asemănătoare cu cea de scriére a stărilor L_{id} se poate efectua minimizarea expresiilor funcţiilor de comandă g_{is} şi g_{ir} de mai sus care includ funcţii SAU de stări. Se poate găsi un număr redus de biţi G_j comuni tuturor stărilor din funcţia SAU ce se minimi-

zează şi care nu apar împreună în nici una din celelalte stări ale registrului. In urma acestei minimizări rezultă funcţiile de comandă în forma finală:

$g_{1s}=\overline{G}_{13}\overline{G}_{25}\overline{G}_{27}\overline{G}_{28}$, $g_{4r}=g_{1s}+G_2$, $g_{5r}=G_2$, $g_{6s}=g_{1s}$, $g_{7s}=\overline{G}_7G_8\overline{G}_{13}$, $g_{8s}=g_{1s}$, $g_{8r}=G_4$, $g_{9s}=g_{1s}+G_3$, $g_{9r}=G_9G_{10}\overline{G}_{12}$, $g_{10s}=g_{1s}+G_5G_{16}$, $g_{11s}=G_3$, $g_{11r}=G_5G_8$, $g_{12s}=G_6G_{11}$, $g_{12r}=G_3$, $g_{13s}=G_5G_7$, $g_{13r}=$ $=G_8\overline{G}_{20}$, $g_{14s}=G_5G_{16}$, $g_{14r}=G_8G_{11}G_{14}$, $g_{15s}=G_{10}G_{11}\overline{G}_{12}$, $g_{15r}=G_8G_{13}$, $g_{16s}=G_9\overline{G}_{16}G_{28}$. $g_{16r}=g_{13r}$, $g_{17s}=g_{9r}$, $g_{17r}=G_3$, $g_{18s}=G_9\overline{G}_{12}$, $g_{18r}=G_8G_{10}G_{11}$, $g_{19s}=G_9\overline{G}_{14}$, $g_{19r}=G_{10}G_{13}$, $g_{20s}=g_{1s}+G_{11}G_{13}G_{18}$, $g_{20r}=g_{14s}+G_{13}G_{20}$, $g_{21s}=g_{1s}+G_{10}G_{17}$, $g_{21r}=g_{9r}$, $g_{22s}=g_{7s}+G_{12}G_{15}$, $g_{22r}=G_{10}G_{21}G_{22}$, $g_{23s}=g_{1s}+$ $+G_{11}\overline{G}_{18}\overline{G}_{28}$, $g_{23r}=G_{12}G_{21}$, $g_{24s}=G_{13}G_{14}\overline{G}_{16}\overline{G}_{18}$, $g_{24r}=g_{13r}$, $g_{25s}=G_{20}G_{21}G_{23}$, $g_{25r}=G_{12}G_{14}G_{17}$, $g_{26s}=$ $=G_8\overline{G}_{26}+G_{14}G_{27}$, $g_{26r}=G_{17}G_{19}G_{26}+G_{12}G_{15}$, $g_{27s}=g_{1s}+G_{11}\overline{G}_{16}G_{23}$, $g_{27r}=G_{18}\overline{G}_{20}G_{22}G_{27}$, $g_{28s}=g_{1s}+$ $+G_{13}G_{21}$, $g_{28r}=G_{14}G_{17}G_{22}G_{28}$.

Circuitele de ocmandă ale registrului de deplasare din generatorul de constante L_i sînt cele mai simple atunci cînd registrul este realizat cu bistabile integrate master-slave JK (fig.2) avînd cele trei întrări J şi K ce formează o funcţie logică SI. In acest caz o serie de expresii logice din lista de mai sus şi anume, cele de forma SI se realizează direct de către intrările bistabilelor. Deplasarea la dreapta se face la aplicarea impulsului p_1 prin intermediul intrărilor asincrone iar modificarea conţinutului se face prin înscrierea în bistabilul master cu ajutorul funcţiilor de comandă în timpul impulsului p_2 apoi prin înscrierea în bistabilul slave la terminarea impulsului p_2, care ţine locul impulsului de orologiu (fiind aplicat la intrarea de sincronizare). Pentru realizarea generatorului sînt necesare deci 28 bistabile master-slave JK, 4 invertoare, 73 circuite NU-SI cu 2 intrări, 4 circuite NU-SI cu 3 intrări şi 4 circuite NU-SI cu 4 intrări adică un total de 51 capsu'e de circuite integrate. Din acestea se utilizează pentru funcţiile de comandă numai 10 capsule, restul reprezentînd registrul de deplasare.

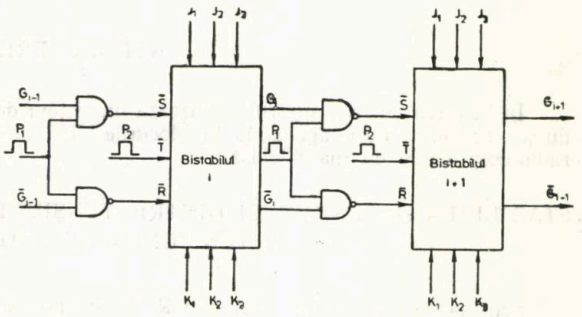


Fig. 2.

Metoda de deducere a expresiilor logice ale funcţiilor de comandă g_{is} şi g_{ir} ale bistabilelor G_i din registrul de deplasare al generatorului de constante C_i este identică cu cea folosită anterior pentru constantele L_i.

BIBLIOGRAFIE

1. Ciugudean M., Algoritm de calcul al logaritmilor şi antilogaritmilor binari, utilizabil în calculatoarele electronice. Automatica şi Electronica, 16, nr. 3, 1972.
2. Ciugudean M. Algoritm şi schemă logică pentru calculul logaritmilor şi antilogaritmilor binari bazate pe înmulţiri şi împărţiri cu constante. Automatica şi Electronica, 17, nr. 6, 1973.
3. Ciugudean M., Determinarea unor şiruri de constante utilizate la generarea logaritmilor binari în calculatoarele eldctronice. (În curs de publicare).

GÉNÉRATEUR DE CONSTANTES POUR LE CALCUL DES LOGARITMES ET ANTILOGARITMES BINAIRES DANS LES CALCULATEURS ÈLECTRONIQUES

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on présente la projection logique des deux générateurs de constantes utilisables au calcul des logaritmes et antilogaritmes binaires par des opérations cablées, dans les unités aritmetiques des calculateurs électroniques. Les génerateurs consistent d un registre á deplacement à droite dont on modifie le contenu après chaque deplacement. C'est la solution la quelle nécessite le minimom des cricuites logiques.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

STUDIUL UNUI SISTEM DE REGLARE AUTOMATĂ A FRECVENŢEI PENTRU BLOCURI DE UUS CU ACORD ELECTRONIC

DE
M. CHIVU

INTRODUCERE

In lucrarea de faţă autorul analizează un sistem de reglare automată a frecvenţei (RAF) după o schemă proprie aplicabilă la blocurile UUS cu acord electronic (cu diode varicap) din radioreceptoarele de înaltă clasă.

STABILIREA DEPENDENŢEI DINTRE TENSIUNEA DE ACORD A BLOCULUI UUS ŞI TENSIUNEA DE REGLAJ RAF

Schema de principiu a sistemului RAF este prezentată în fig.1 unde U_z şi U sînt tensiunile de alimentare ale schemei de reglare şi a sistemului de acord electronic, fiind tensiuni stabilizate. U_a reprezintă tensiunea de polarizare a diodelor varicap ce se va modifica în funcţie de tensiunea U'_r de reglaj furnizată de detectorul de raport, în sensul micşorării abaterii de frecvenţă prin modificarea corespunzătoare a capacităţii diodelor varicap plasate în circuitul de acord al oscilatorului.

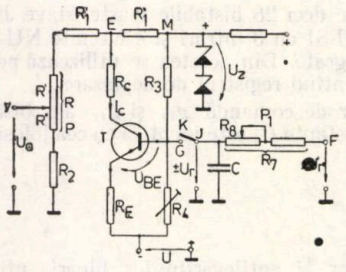


Fig. 1.

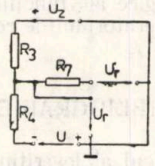


Fig. 2.

Prin calcule simple se poate determina relaţia de legătură dintre variaţia tensiunii U_a, notată cu ΔU_a şi tensiunea de reglaj $\pm U_r$ din punctul J al schemei din fig.1.

$$\Delta U_a = \pm U_r \frac{R''_1 (R_2 + R''_1)}{R_E (R_1 + R_2 + R)}. \quad (1)$$

Este necesară însă dependenţa $\Delta U_a = f(\pm U'_r)$ şi pentru aceasta în fig. 2 s-a dat schema de calcul a dependenţei $U_r = g(U'_r)$ din care rezultă:

$$g(U'_r) = U'_r \frac{R_3 R_4}{R_7 (R_3 + R_4) + R_3 R_4} \quad (2)$$

Inlocuind relaţia (2) în (1) rezultă

$$\Delta U_a = \pm \frac{R''_1 (R_2 + R''_1) R_3 R_4}{R_E (R_1 + R_2 + R)[R_7 (R_3 + R_4) + R_3 R_4]} U'_r \doteq \pm A U'_r. \quad (3)$$

Tensiunea totală de acord a diodelor va fi:

$$U_a = U_{a0} \pm \Delta U_a = U_{a0} \pm A U'_r \quad (4)$$

unde U_{a0} este tensiunea de polarizare a diodelor varicap fără RAF.

STABILIREA DEPENDENȚEI INTRE FRECVENȚA OSCILATORULUI BLOCULUI UUS ȘI TENSIUNEA DE REGLAJ

Frecvența oscilatorului fără RAF este dată de relația:

$$f_1 = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \tag{5}$$

unde $C = C_v + C_s$, C_v fiind capacitatea celor două diode varicap legate în serie, C_s capacitatea suplimentară a circuitului oscilant și L inductivitatea bobinei circuitului oscilant.

Caracteristicile diodelor varicap în porțiunea de lucru se pot exprima cu suficientă precizie printr-o relație liniară

$$C_v = -PU_{a0} + Q \tag{6}$$

unde $P = 0{,}89$ pF/V iar $Q = 16{,}56$ pF pentru două diode BB 109G legate în serie.

Oscilatorul din cauza instabilității sale nu lucrează pe frecvența nominală f_0 existînd un dezacord Δf_1 în absența RAF-iului.

$$\Delta f_1 = f_1 - f_0. \tag{7}$$

Dependența dintre frecvența f_1 a oscilatorului și tensiunea U_{ao} se poate determina din relațiile (5) și (6):

$$f_1 = \frac{1}{2\pi} L^{-1/2} (C_s - PU_{a0} + Q)^{-1/2}. \tag{8}$$

In prezența RAF-ului se modifică tensiunea de acord U_a cu $\pm\Delta U_a$ ceea ce duce la modificarea frecvenței f_1 în sensul micșorării dezacordului Δf_1. Noua frecvență a oscilatorului va fi f_{10} și rezultă din relațiile (8) și (4)

$$f_{10} = \frac{1}{2\pi} L^{-1/2} (C_s - PU_{a0} \mp PAU'_r + Q)^{-1/2}. \tag{9}$$

Variația de frecvență obținută $\Delta f_{10} = f_{10} - f_1$ rezultă prin dezvoltarea relației (9) în serie Taylor, în funcție de U'_r, neglijînd termenii de ordin superior și mărimea $\pm AU'_r$ în raport cu U_{a0} (dezvoltarea se face în jurul valorii $U'_r = 0$).

$$\Delta f_{10} = \frac{df_{10}}{dU'_r} \cdot U'_r = \pm 4\pi^2 \cdot PLAf_1^3 \cdot U'_r. \tag{10}$$

Noul dezacord, mai mic va fi $\Delta f'_{10}$:

$$\Delta f'_{10} = f_{10} - f_0 = \Delta f_1 - \Delta f_{10}. \tag{11}$$

DETERMINAREA FACTORULUI DE REGLAJ AL RAF-ULUI

Eficiența RAF-ului se apreciază cu ajutorul factorului de reglaj K_R definit ca raport între dezacordul Δf_1 al oscilatorului fără RAF, determinat de instabilitatea frecvenței oscilatorului sau de un acord imperfect și dezacordul $\Delta f'_{10}$ al oscilatorului în prezența RAF-ului:

$$K_R = \frac{\Delta f_1}{\Delta f'_{10}}. \tag{12}$$

Factorul de reglaj are valoarea; [5]:

$$K_R = 1 + S_R \cdot S_D \tag{13}$$

S_R fiind panta caracteristicii de reglaj a RAF-ului și S_D este panta detectorului de raport.

Panta caracteristicii de reglaj $\Delta f_{10}=S_R \cdot U'_r$ va fi:

$$S_R=4\pi^2 PLAf_1^3. \tag{14}$$

REZULTATE EXPERIMENTALE

S-a proiectat și experimentat un sistem de RAF după schema din fig. 1 aplicat unui radioreceptor cu $S_D=40$ mV/kHz. Au rezultat valorile:
$R=9$ kΩ; $R_1=9{,}1$ kΩ; $R''_1=2$ kΩ; $R_2=4{,}7$ kΩ; $R_3=1{,}5$ MΩ; $R_4=1{,}3$ MΩ; $R_E=12$ kΩ; $R_c=8{,}2$ kΩ; $R_5=560$ kΩ; $C=1$ μF; $L=0{,}1$ μH; $R_8=1{,}5$ MΩ
Tranzistorul folosit a fost BC 107B. A rezultat $S_R=0{,}1064$ kHz/mV (pentru $R_8=0$). Factorul maxim de reglaj a fost:

$$K_R=1+S_R \cdot S_D=5{,}25$$

și poate fi reglat cu potențiometrul P_1 ($R_8=2{,}5$ MΩ) pînă la valoarea de $K_R=2{,}37$.

CONCLUZII

Sistemul RAF studiat în lucrare se poate aplica la blocurile UUS cu acord electronic, sau chiar la cele cu alte sisteme de acord la care panta S_D a detectorului de raport este cunoscută, realizînd un S_R dorit, în funcție de K_R impus.
Schema permite și reglarea factorului de reglaj cu potențiometrul P_1 între limite suficient de largi.

BIBLIOGRAFIE

1. Paul E. Gray, Campbell L. Searle, *Bazele electronicii moderne*, vol. I și vol. II, Ed. tehnică 1973.
2. D. N. Sapiro, R. A. Valitova, A. A. Kulicovski, *Proiectarea radioreceptoarelor îndreptar*. Ed. Tehnică 1973.
3. * * * VHF — Tuner mit Dioden — Abstimmung Telefunken RMI 6609.
4. H. Rinderle, W. Beckerbach, UKW — Vorstufe mit FET voder biopolaren tranzistor. Applikationsbericht Telefunken B2/V. 7. 04./0269.
5. V. Teodorescu, *Blocul de unde ultrascurte*, Ed. tehnică 1968.

UNTERSUCHUNG EJNER AFC FÜR DIE FREQUENZ DER UKW-TUNNER MIT ELEKTRONISCHER ABSTIMMUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit wird eine neue AFC der mit elektronischer Abstimmung funktionierenden UKW-Tuner analysiert. Der Regelungsfaktor wurde aus der Steigung der Regelungsschaltung und der Steigung des Ratiodetektors ausgerechnet. Die AFC kann eine regelbare Regeungsfaktor besitzen. Wenn die Steigung des Ratiodetektors bekannt ist, dann können die in dieser Arbeit abgeleiteten Formeln für das Entwerfen der AFC angewandt werden.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

DECODOR AUTOMAT PENTRU EMISIUNI STEREO

DE

V. HAREA

Lucrarea îsi propune să înfăţişeze un decodor de tipul cu separarea directă a componentelor $A(t)$ şi $B(t)$ cu demodulare prin comutator cu diviziune în timp (vezi [1]).

Schema bloc de bază are o serie de modificări ce vor fi arătate în continuare, modificări ce-i conferă o flexibilitate şi o siguranţă în funcţionare sporită. Se indică o metodă de proiectare neiterativă a acestui tip de decodor.

1. FUNCŢIONAREA DUPĂ SCHEMA BLOC

Semnalul multiplex stereo obţinut la ieşirea detectorului de raport este aplicat etajului dublor de frecvenţă.

Subpurtătoarea $S_p(t)$ se aplică etajului următor ce conţine un filtru trece bandă F.T.B. acordat pe 38 kHz. In acest etaj $S_p(t)$ este amplificat la nivelul necesar funcţionării normale a comutatorului sincron. Acest etaj poate fi blocat sau nu de către un trigher Schmitt. Rolul

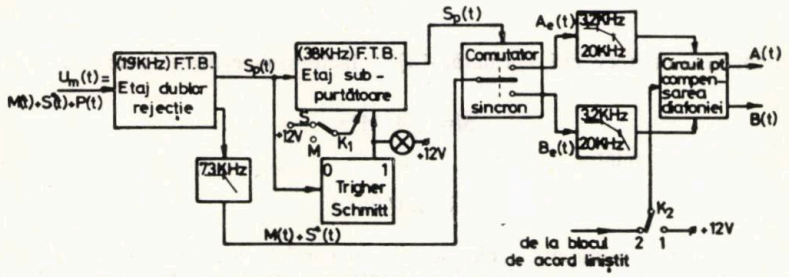


Fig. 1. Schema bloc a decodorului.

acestuia este de a permite trecerea subpurtătoarei în comutator doar de la un anumit nivel al purtătoarei postului recepţionat. Acelaşi trigher Schmitt are şi rol de indicator de mod de recepţie. Există situaţii cînd postul stereo este puternic dar totuşi se doreşte audierea mono. În acest caz comutatorul K_1 pe poziţia M blochează calea semnalului $S_p(t)$. In această situaţie, semnalul $M(t)$ apare la ambele ieşiri ale circuitului de compensare a diafoniei.

Comutatorul sincron este realizat cu diode semiconductoare. [1], [2]

Semnalele $A_e(t)$ şi $B_e(t)$ sînt dezaccentuate pentru $\tau = 50$ μs şi aplicate unui circuit de compensare a diafoniei datorate atît decodorului (prin apariţia unui defazaj înrte $S_p(t)$ refăcut şi $S_p(t)$ real) cît şi lanţului de F.I. al receptorului. Acest etaj este un amplificator diferenţial, aşa cum se va vedea mai tîrziu (fig. 2; $T_{3\,4}$). Etajul poate fi blocat sau nu (dacă K_2 se află pe poziţia 2) de către blocul de acord liniştit.

2. RELAŢII NECESARE PROIECTĂRII

2.1. Etajul dublorlor (T_1)

Filtrul F.T.B. acordat pe 19 kHz realizat cu un circuit simplu acordat, trebuie să asigure atenuarea :

$$\sigma \cong \sqrt{1+Q_s^2\beta^2} \qquad (1)$$

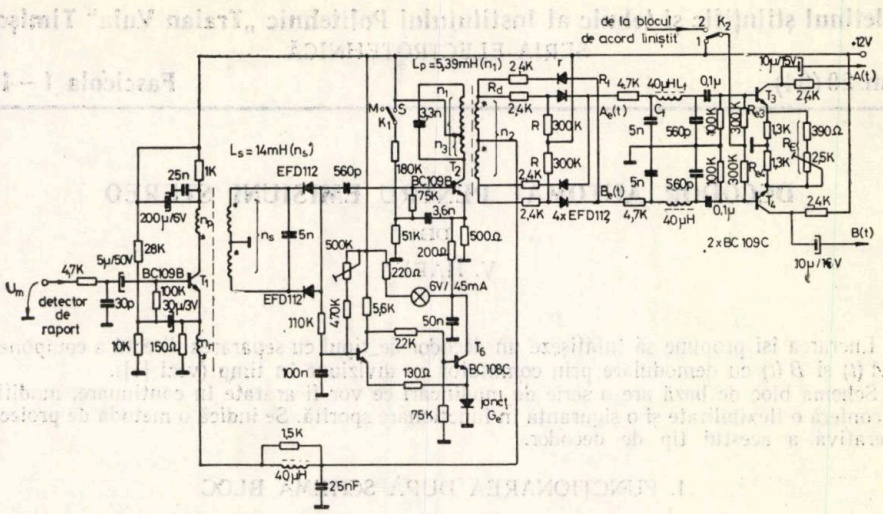


Fig. 2. Schema electrică de detaliu.

unde

$$\beta \cong 2 \frac{\Delta f}{f_0} \tag{2}$$

reprezintă abaterea de frecvență, normată, și Q_s — factorul de calitate în sarcină al circuitului; pentru

$$\Delta f = \pm 4 \text{ kHz}. \tag{3}$$

Prin urmare folosind relația:

$$R_{ps} = Q_s 2\pi f_0 L \tag{4}$$

se obține rezistența la rezonanță a circuitului; în paralel pe înfășurarea n_s. Pentru a aprecia sarcina introdusă de circuitul de dublare precum și transferul de tensiune al acestuia, se folosesc relațiile (vezi fig. 3 și [1]):

$$U_s \cong \frac{4}{3\pi} E_2 \cos \omega_s t \tag{5}$$

(ω_s reprezintă pulsația subpurtătoarei); rezistența echivalentă între masă și punctul a, R_{intr}

$$R_{intr} = 4R_{ech} \tag{6}$$

unde R_{ech} reprezintă sarcina în alternativ, conectată în punctul b.

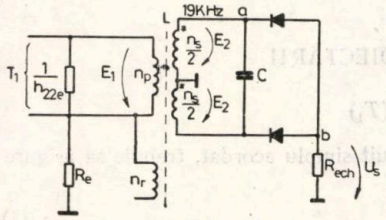


Fig. 3.

Amplificarea de tensiune a etajului este dată de relațiile consecutive:

$$A'_u = \frac{U_s}{U_{intr}} = \frac{E_1}{U_{intr}} \cdot \frac{E_2}{E_1} \cdot \frac{U_s}{E_2} \tag{7}$$

$$\frac{E_1}{U_{intr}} = A_u = \frac{h_{21e} R_{pp}}{r_g + h_{11e} + (1 + h_{21e}) R_e} \tag{8}$$

unde R_{pp} reprezintă rezistența la rezonanță, transpusă în primar (n_p):

$$R_{pp} = \frac{1}{h_{22e}} \left\| 4\, R_{intr} \left(\frac{n_p}{n_s}\right)^2 \right. \tag{9}$$

considerînd factorul de cuplaj $K=1$. Folosind relațiile (5), (6), (7), (8) și (9) se obține:

$$A'_u = \frac{h_{21e}}{r_g + h_{11e} + (1+h_{21e})\, R_e} \cdot \frac{n_s}{2n_p} \cdot \frac{4}{3\pi} \cdot \frac{16\, R_{ech} \left(\frac{n_p}{n_s}\right)^2 \frac{1}{h_{22e}}}{16\, R_{ech} \left(\frac{n_p}{n_s}\right)^2 + \frac{1}{h_{22e}}} \tag{10}$$

unde $r_g = 4\,7\ K + R_{ieș}$ detector.

La stabilirea punctului de funcționare se are în vedere relația:

$$I_{c0} > \frac{M}{R_e} \tag{11}$$

deoarece de pe emitentul lui T_1 se ia semnalul $M(t) + S^*(t)$.

Se verifică dacă impedanța de intrare, satisface.

$$Z_{intr} \cong 4{,}7\ K + h_{11e} + (1+h_{21e})\, R_e \geqslant Z_{intr}\ \text{impus}. \tag{12}$$

Calculul continuă cu determinarea raportului $\frac{n_p}{n_r}$ pentru înfășurarea de rejecție a semnalului pilot $P(t)$

$$\frac{n_p}{n_r} \cong \frac{h_{21e} R_{pp}}{r_g + h_{11e} + (1+h_{21e})\, R_e}. \tag{13}$$

In final se verifică aliniabilitatea și totodată stabilitatea etajului [3] cu relația:

$$\frac{h_{21e}}{h_{11e}} \omega_0 C_{0b} < \frac{1}{r_g \cdot R_{pp}}. \tag{14}$$

2.2. Etaj subpurtătoare (T_2)

Schema echivalentă simplificată este prezentată în fig. 4.

Dacă secundarul este perfect simetric, rezistențele R_d și r egale, atunci curentul I_d forțat de subpurtătoarea U_{38}, se închide ca în fig. 4, și prin urmare:

$$I_d = \frac{U_{38}}{2\,(R_d + r)}. \tag{15}$$

Curentul I_s, forțat de semnalul $u_s(t) = M(t) + S^*(t)$, este:

$$I_s = \frac{U_s}{\frac{R_d + r}{2} + R_f + R_{in}} \tag{16}$$

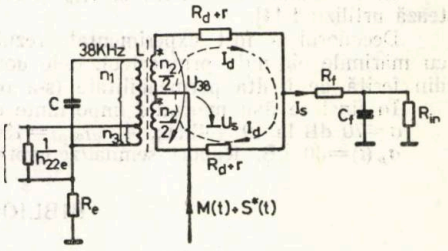


Fig. 4.

unde R_{in}, reprezintă rezistența de intrare a etajului compensator de diafonie ($T_{3,4}$). Impunînd

$$I_s = \frac{I_d}{100} \tag{17}$$

se obține:

$$U_{38} = 100\, U_s \frac{2\,(R_d + r)}{\frac{R_d + r}{2} + R_f + R_{in}}. \tag{18}$$

Pentru a se obține transfer maxim al semnalului U_s, se impune:

$$\frac{R_d + r}{2} + R_f \ll R_{in}. \tag{19}$$

Amplificarea de tensiune a etajului este dată de relația:

$$A_u = \frac{U_{38}}{U_s} = \frac{h_{21e} \cdot R_{pp}}{h_{11e} + (1+h_{21e}) R_e} \cdot \frac{n_2}{n_3} \tag{20}$$

unde:

$$R_{pp} = \frac{1}{h_{22e}} \left\| \left(\frac{n_3}{n_2} \right)^2 2 (R_d + r). \right. \tag{21}$$

Rezistența R_e se impune ținînd seama de valoarea lui R_{ech}. Filtrul se proiectează ca și la etajul echipat cu T_1. La stabilirea punctului de funcționare al tranzistorului T_2 se va avea în vedere relația:

$$I_{c0} > \frac{n_2}{n_3} I_d. \tag{22}$$

Semnalul afectat de diafonie, se poate scrie sub forma:

$$A_e(t) = A(t) + P_a B(t) \tag{23}$$

$$B_e(t) = B(t) + P_b A(t). \tag{24}$$

Inmulțind (24) cu P_a și efectuînd:

$$A_e(t) - P_a B_e(t) = A(t)(1 - p_a p_b) \cong A(t), \tag{25}$$

deoarece $p_a p_b \ll 1$, și analog:

$$B_e(t) - p_b A_e(t) \cong B(t). \tag{26}$$

Compensarea diafoniei se realizează conform ecuațiilor (25) și (26). Pentru o diafonie dată D [dB] se calculează $p = p_a = p_b$ cu:

$$\frac{1}{p} = \text{antilog} \frac{D}{20} \tag{27}$$

și:

$$R_E = \frac{R_e^2 h_{21e}(1-p) - 2p\ (R_g + h_{11e}) R_e}{p\ (R_g + h_{11e} + h_{21e} \cdot R_e)}, \tag{28}$$

(vezi [1])

In continuare se determină R_{in} și A_u pentru acest etaj. Trigherul Schmitt se proiectează urtilizînd [4].

Decodorul a fost experimentat, rezultatele obținute prin măsurători concordînd bine cu mărimile obținute prin calcul. Cele două bobine au fost realizate cu miezuri tip „oală" din ferită de înaltă permeabilitate (s-a obținut $Q_0 = 400$).

In final se dau mărimile importante obținute experimental.

$\sigma = 70$ dB la 19 $\pm$4kHz. $A_{u\ global} = 150$ pe calea de refacere a subpurtătoarei.

$\sigma_p(t) = 30$ dB. Raport semnal/zgomot = 55 dB pentru $M = 0{,}2$ V.

BIBLIOGRAFIE

1. Suciu D., *Receptorul stereofonic*, p. 39; p. 72; p. 82; p. 100. Ed. Tehnică 1972, București.
2. Teodorescu V., Bădărău Th., *Actualități și tendințe în tehnica radioreceptoarelor*, p. 89, Ed. Tehnică, 1967. București.
3. Paul E. Gray, Campbell L. Searle, *Bazele electronicii moderne*, V. 2, p. 94, Ed. Tehnică 1973. București.
4. Goldenberg L. M., *Teoria și calculul circuitelor de impulsuri*, p. 285, Ed. Tehnică 1972, București.

ĂUTOMATIC DECODOR FOR STERFO BROADCASTS

(ABSTRACT)

A decoder of the type with time division schwith and direct separation of the $A(t)$ and $B(t)$ components, for broadcasts, in the multiplex stereo with pilot signal system is presented. The main relations of design, which are used into numerical example in the end, are shown.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

METODE DE VERIFICARE A TRANSFORMATOARELOR UTILIZATE ÎN INSTALAŢII DE COMANDĂ A PODURILOR RULANTE

DE

ŞT. BĂLTEANU, C. SCHUCH, V. HEŞCA

In instalaţiile electrice de acţionare a podurilor rulante sînt folosite transformatoare, pentru alimentarea circuitelor de comandă a aparatajului electric, cu ajutorul cărora se realizează şi separarea galvanică a acestora de circuitul principal de alimentare a motoarelor electrice de acţionare.

Pentru alimentarea acestor circuite problema fundamentală care se pune este alegerea transformatorului monofazat ţinînd seama de încălzirea lui. Pe lîngă acestea, transformatorul trebuie să asigure şi o funcţionare sigură a elementelor de comandă din schemă, prin satisfacerea condiţiei: $U_2 \in (0{,}95\ U_{2N} - U_{2N})$.

In cadrul lucrării se prezintă o metodă de determinare a şocului de curent I_s, cu care poate fi încărcat transformatorul în serviciu neîntrerupt cu sarcină intermitentă periodică (S 6) pe baza încălzirii, precum şi curentul I din secundarul transformatorului pentru care tensiunea $U_2 = 0{,}95\ U_{2N}$.

Se arată în literatură [2], [3] că transformatorul de alimentare a instalaţiilor electrice de comandă a podurilor rulante funcţionează în serviciu neîntrerupt cu sarcină intermitentă periodică (fig. 1.).

In diagrama de încărcare prezentată în fig. 1. notaţiile P_N, P_s, şi P_0 reprezintă puterea în serviciu continuu (S 1), puterea de scurtă durată (şocul de putere care rezultă în urma conectării receptorului) şi respectiv puterea de mers în gol a transformatorului.

In cele ce urmează se va determina care este şocul de curent I_s, cu care se poate încărca transformatorul în serviciu (S 6) şi care determină aceeaşi supratemperatură maximă staţionară ca şi curentul nominal I_N în serviciu (S 1), adică: $\vartheta_2 = \vartheta_N$ (fig. 1.)

Din diagrama de sarcină $P = f(t)$ se observă că aparatajul electric de comandă este conectat la bornele transformatorului în timpul de încărcare t_s, absorbind puterea de scurtă durată P_s. Intervalele de funcţionare t_s, alternează cu pauze de încărcare t_0, în care transformatorul funcţionează în gol. Durata unui ciclu $t_c = t_s + t_0$ este de 12 s.

Fiind îndeplinite condiţiile, $t_s \ll 3T_s$ şi $t_0 \ll 3T_0$, durata de încărcare a transformatorului nu poate să conducă la o supratemperatură staţionară, iar în pauzele de încărcare nu se poate răci pînă la temperatura mediului ambiant.

Cu notaţiile din fig. 1, se pot scrie următoarele egalităţi [1.p. 298]:

$$\vartheta' = \vartheta_0 + \vartheta_s, \qquad (2.1)$$

$$\vartheta_2 = \vartheta_N = \vartheta_0 + \vartheta_{sN}. \qquad (2.2)$$

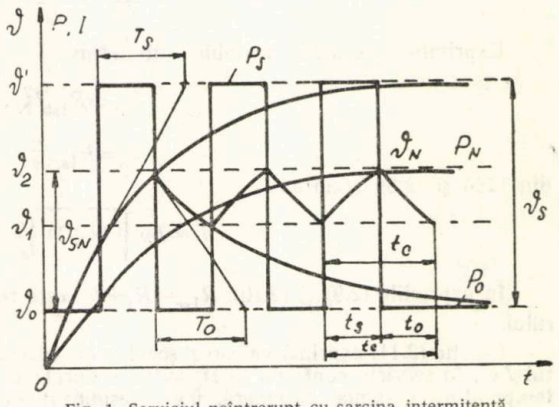


Fig. 1. Serviciul neîntrerupt cu sarcina intermitentă periodică (S6).

Contribuţia autorilor este aceea că la determinarea şocului de curent I_s, pe bază de încălzire, se ţine seama de pierderile constante şi de cele variabile care au loc în transformator, şi care realmente produc încălzirea lui.

Pierderile de putere ΔP care au loc în transformator în timpul funcționării se exprimă ca sumă a pierderilor constante și a celor variabile, adică: $\Delta P = k + v$. Ca urmare, relațiile (2.1) și (2.2), se scriu în forma:

$$\vartheta' = \vartheta_0 + \vartheta_s = b\,(k + v_s), \tag{2.3}$$

$$\vartheta_2 = \vartheta_N = b\,(k + v_N), \tag{2.4}$$

unde k sînt pierderile constante în oțel, care practic nu depind de sarcină, v_s și v_N sînt pierderile variabile ce corespund curentului I_s și respectiv I_N, iar $b = \frac{1}{hS}$ [° C/W] este o constantă [1. p. 282].

Notînd $\varkappa = \frac{k}{v_N}$, din (2.3) și (2.4) se obține:

$$\frac{\vartheta'}{\vartheta_N} = \frac{\varkappa + \frac{v_s}{v_N}}{\varkappa + 1}. \tag{2.5}$$

In cazul cînd diagrama de sarcină este uniformă, iar t_s și t_0 sînt mici față de constanta de timp la încălzire T_s, după un interval de funcționare suficient de lung se stabilește un regim cvasistaționar, la care temperatura transformatorului variază între două limite, ϑ_1 și ϑ_2 (fig. 1). ϑ_0 reprezintă asimptota către care tinde supratemperatura corespunzătoare încălzirii în serviciu continuu (S 1) a transformatorului, încărcat cu sarcina P_0. Prin urmare încălzirea transromatorului se poate exprima în forma:

$$\vartheta_2 = \vartheta'\left(1 - e^{-\frac{t_s}{T_s}}\right) + \vartheta_1 e^{-\frac{t_s}{T_s}}, \tag{2.6}$$

$$\vartheta_1 = \vartheta_0\left(1 - e^{-\frac{t_0}{T_0}}\right) + \vartheta_2 e^{-\frac{t_0}{T_0}}. \tag{7}$$

Ținînd seama că $t_s \ll T_s$ și $t_0 \ll T_0$, iar $T_0 \cong T_s$ și avînd în vedere că $e^{-t/T} = 1 - \frac{t}{T}$, din relațiile (2.6) și (2.7) evident se obține:

$$\frac{\vartheta'}{\vartheta_2} = \frac{t_c}{t_s}. \tag{2.8}$$

Exprimînd pierderile variabile sub forma:

$$v_N = R_{1sb} I_N^2, \tag{2.9}$$

$$v_s = R_{1sc} I_s^2, \tag{2.10}$$

din (2.5) și (2.8), rezultă:

$$I_s = I_N \sqrt{(\varkappa + 1)\frac{t_c}{t_s} - \varkappa}. \tag{2.11}$$

In expresiile (2.9) și (2.10), $R_{1sc} = R_1 + R_2'$ este rezistența de scurtcircuit a transformatorului.

Relația (2.11) exprimă valoarea șocului de curent I_s după conectare, în funcție de curentul I_N, în serviciu continuu (S 1), avînd o durată de funcționare suficientă pentru ca supratemperatura maximă staționară, ϑ_N corespunzătoare încălzirii să fie atinsă.

Relațiile teoretice obținute, au fost verificate pe 5 transformatoare monofazate tip TMAM cu următoarele date tehnice: $S = 5$ kVA; $U_1 = 380$ V; $U_2 = 220$ V; $I_2 = 22{,}7$ A; $f = 50$ Hz, clasa de izolație E.

Curentul nominal în serviciu (S1) a fost 25 A. Din lipsă de date informaționale privind durata șocului de curent, s-a admis convențional de către noi: $t_s = 0{,}5$ s, $t_0 = 11{,}5$ s iar $t_c = 12$ s care corespunde la 300 conectări pe oră.

Pentru $\varkappa$=0,265 şi condiţii de funcţionare menţionate mai sus, şocul de curent în serviciu (S6) calculat cu relaţia (2.11) este: I_s=138 A.

Curba de încălzire a transformatorului încercat, la funcţionarea în serviciu (S1) şi (S6), pentru datele ciclului menţionate, se prezintă în fig. 2. Temperatura s-a măsurat prin metoda rezistenţei. Se constată că şocul de curent I_s determinat cu relaţia (2.11) conduce la aceeaşi încălzire maximă staţionară în serviciul (S6), ca şi curentul I_N în serviciu (S1).

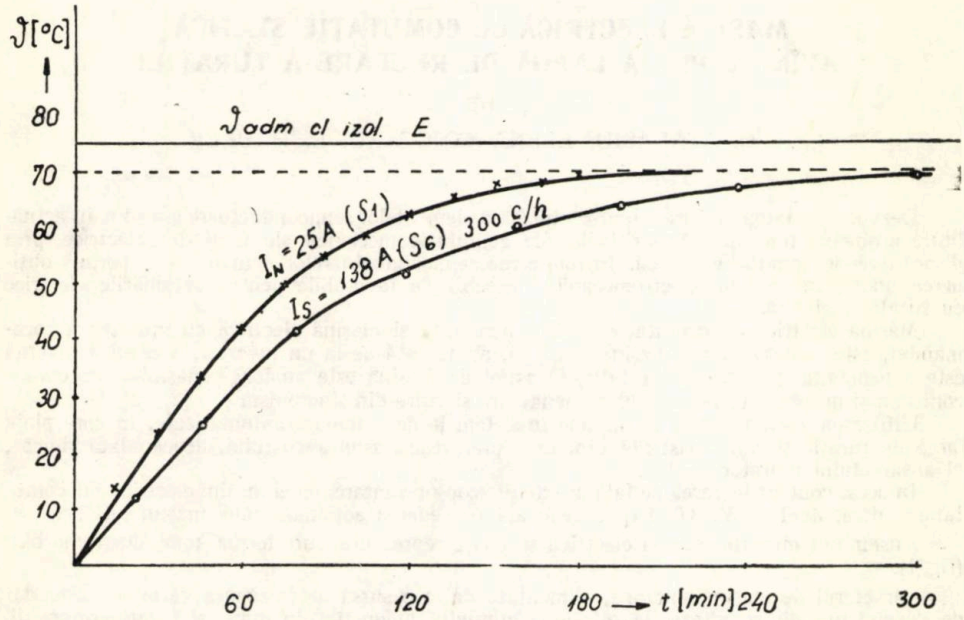


Fig. 2. Variaţia încălzirii transformatorului monofaz tip TMAM 380/220 V la funcţionarea în serviciu neîntrerupt cu sarcină intermitentă periodică (S6): =138 A; $\varkappa$=0,265; t_c=12 s; t_0=11,5 s; t_S=0,5 s.

In vederea funcţionării sigure şi a elemen lor de comandă din schemă, s-a determinat experimental curentul I_{2max}=89 A, pentru ca : tensiunea în secundar este U_2=0,95 U_{2N}.

Pierderile constante şi variabile din transformator se transpun în energie termică şi ca urmare are loc încălzirea lui. Pentru determinarea şocului de curent în serviciu (S6) trebuie să ţinem seama de acest fenomen. Pe lîngă criteriul încălzirii transformatoarele electrice de comandă trebuiesc verificate şi la suprasarcină maximă, la care căderea de tensiune în secundar este acceptabilă.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Braşovan, *Acţionări electromecanice*, Editura didactică şi pedagogică. Bucureşti 1967.
2. Catalog Siemens TI, privind transformatoare pînă la 50 kVA, februarie 1973.
3. STAS 1893-72, F41, *Maşini electrice rotative, condiţii tehnice generale de calitate* 31. 01. 1973

METHODEN ZUR PRÜFUNG VON TRANSFORMATOREN DIE BEI DER STEUERUNG VON LAUFKRÄNEN VERWENDET WERDEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Bei den Laufkränen verwendet man Steuertransformatore, für den Steuerstromkreis der Schützen, welche den Steuerstromkreis vom Kraftstromkreis elektrisch trennen.

Im Rahmen der Arbeit wird eine Methode der Überprüfung dieser Transformatore behandelt, damit sie einen einwandfreien Betrieb sichern.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) Fascicola 1 – 1975

MAŞINĂ ELECTRICĂ CU COMUTAŢIE STATICĂ AVÎND O PLAJĂ LARGĂ DE REGLARE A TURAŢIEI

DE

G. ATANASIU, ELENA COJOCARU, E. HAULER

Dezvoltarea largă pe care a luat-o utilizarea elementelor semiconductoare a readus în actualitate problema înlocuirii dispozitivelor de comutaţie mecanică ale maşinilor electrice, prin dispozitive de comutaţie statică. Introducerea semiconductoarelor comandate a permis obţinerea unor caracteristici electromecanice deosebit de favorabile pentru acţionările electrice cu turaţie reglabilă.

Maşina electrică cu comutaţie statică, denumită şi maşină electrică cu mutator autocomandat, este constructiv o maşină sincronă, alimentată de la un invertor, a cărui frecvenţă este dependentă de viteza de rotaţie. O astfel de maşină este analoagă maşinilor de curent continuu şi nu prezintă fenomenul de pendulare şi ieşire din sincronism [1], [2], [3], [4].

Utilizarea acestei maşini se impune în sistemele de acţionare automatizate, în care plaja largă de turaţie şi caracteristicile dinamice prelevează asupra costului, deocamdată ridicat, al ansamblului mutator-maşină.

In acest context lucrarea de faţă are drept scop prezentarea unei maşini electrice cu comutaţie statică, de 13 kW, 3 000 rpm, realizată în vederea acţionării unei maşini unealtă.

Ansamblul mutator-maşină electrică se poate reprezenta sub forma unei diagrame bloc (fig. 1).

Caracterul de maşină sincronă, alimentată de la o sursă de frecvenţă variabilă, este dat de dependenţa dintre viteza de rotaţie a cîmpului magnetic din indus şi turaţia rotorului. Pe de altă parte, unghiul dintre axele magnetice ale solenaţiilor indusului (θ_a) şi ale excitaţiei (θ_e) – pentru un invertor ideal cu un număr infinit de elemente semiconductoare are o valoare constantă. Ambele solenaţii se rotesc faţă de indus cu viteza sincronă. Privită sub acest aspect maşina prezintă caracteristicile unei maşini de curent continuu cu comutatorul plasat în stator.

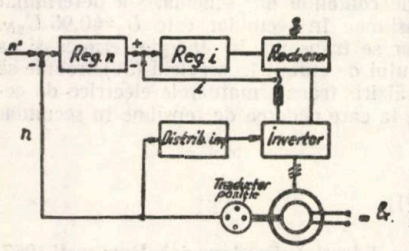


Fig. 1. Schema bloc a unei maşini electrice cu comutaţie statică.

Ecuaţiile tensiunilor şi ale cuplului acestei maşini au fost deduse din teoria unitară a maşinii electrice rotative generalizate.

Analiza regimului staţionar conduce la următoarele concluzii: a) tensiunile induse în înfăşurarea indusului sînt dependente atît de inductivităţile longitudinale şi transversale ale înfăşurării statorice (identic cu t.e.m. a unei maşini sincrone cu poli proeminenţi) cît şi de inductivitatea mutuală stator-rotor (identic cu t.e.m. a unei maşini de curent continuu); b) tensiunile induse sînt dependente de unghiul β dintre solenaţiile statorice şi rotorice; c) expresia cuplului electromagnetic conţine un termen corespunzător cuplului reactiv al maşinilor sincrone şi un al doilea termen corespunzător cuplului dezvoltat în maşinile de curent continuu; d) datorită dependenţei de timp a unghiului β, valoarea momentană a cuplului electromagnetic variază între o valoare maximă şi una minimă (pentru un invertor cu şase pulsuri, variaţia cuplului este de 4,5% la un unghi β_{mediu} de 90°; e) caracteristicile de reglare $M=f(n)$ ale maşinii sînt identice cu caracteristicile de reglare ale motoarelor de curent continuu comandate prin tensiune rotorică sau comandate prin curentul de excitaţie.

Analiza regimului dinamic conduce la următoarele concluzii: a) ecuaţiile diferenţiale ale maşinii fiind neliniare, rezolvarea lor implică utilizarea unui calculator numeric; b) considerarea dependenţei de timp a unghiului β se impune doar în domeniul turaţiilor scăzute;

c) mașina prezintă un grad mare de stabilitate, fiind lipsită de fenomenul de pendulări; d) regimurile tranzitorii au o durată scurtă; e) mașina prezintă posibilități largi de reglare a turației, cu un grad ridicat de stabilitate; f) proprietățile dinamice sînt deosebit de favorabile pentru utilizarea acestei mașini în diverse acționări electromecanice automatizate, care necesită reglări frecvente și rapide ale turației.

Caracteristicile tehnice ale mașinii electrice sînt următoarele: puterea nominală 13 kW; turația reglabilă între 3 000 și 300 rpm; alimentare de la rețeaua trifazată 380/220 V, prin intermediul unui mutator cu tiristoare; factorul de putere 0,8 capacitiv; randamentul 0,87.

Motorul este în execuție deschisă, de construcție sudată din oțel laminat, fiind ventilat cu un ventilator auxiliar, acționat de un motor asincron de 0,15 kW, 3 000 rpm.

Bobinajul statoric este realizat în două straturi cu pas scurtat. Rotorul este cu poli înecați. Răcirea se realizează prin canale axiale, prevăzute în pachetul rotoric. Puterea necesară excitației este de 0,84 kW, la o tensiune de 110 V.

Alimentarea mașinii se face printr-un mutator cu tiristoare de putere avînd schema electrică din fig. 2. Schema reprezintă un modificator de frecvență cu circuit intermediar de curent continuu, avînd un redresor comandat și un invertor cu comutație forțată.

Tiristoarele principale $T_{13}-T_{18}$ sînt comandate de la un traductor de poziție inductiv, cuplat cu axul motorului, care furnizează 6 trenuri de impulsuri decalate cu 120°. Condensatoarele C_1, C_2, C_3 asigură stingerea tiristoarelor principale, printr-o comandă crespunzătoare a tiristoarelor de stingere T_7-T_{12}, pînă la o turație de 0,2 din cea normală. Mașina fiind supraexcitată, peste această turație poate furniza singură puterea reactivă necesară stingerii tiristoarelor principale. Pentru comanda tiristoarelor de putere ale redresorului în punte trifazată se utilizează trei generatoare de impulsuri, cuplate cu trei amplificatoare, fiecare element furnizînd un tren de două impulsuri.

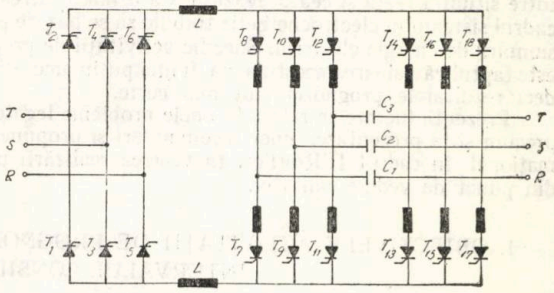


Fig. 2. Schema electrică de principiu a mutatorului.

Excitația mașinii este alimentată de la un redresor în punte monofazată, cu tensiune reglabilă. Se utilizează același sistem de comandă.

Realizarea, pentru prima oară în țara noastră, a unei mașini electrice cu comutație statică, de putere medie, permite analizarea teoretico-experimentală a caracteristicilor și particularităților acestui tip de motor, în vederea definitivării unei soluții constructive unice, care să stea la baza elaborării seriei unitare.

BIBLIOGRAFIE

1. Obcinikov I. E., Lebedeev N. I., *Bezkontaknie dvigateli postoianava toka avtomaticeskih ustroisto.* Akademia Nauk SSSR, Moskva—Leningrad, 1966.
2. Köllensperger D. u. Klaus T., Stromrichtermotoren grösserer Leistungen Siemens Zeitschrift 43 (1969) H 8, S. 686—690.
3. * * * Siemens-Zeitschrift April 1971, H 4, S. 169—332.
4. Atanasiu Gh., Considerații privind teoria mașinii cu mutator autocomandat. Sesiunea I.C.P.E.T. — București, 6—8 mai 1971.

DIE STROMRICHTER MASCHINE MIT EINEM BREITEM DREHZAHLBEREICH

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit befasst sich über eine Stromrichtermaschine, mit 13 kW, 3 000 U/min nominale Drehzahl, realisiert für drehzahlgeregelte elektrische Antriebe. Auf Grund der Theorie der verallgemeinte elektrische Maschine, erhält man die statische und dynamische Kennlinien. Man gibt Erläuterungen über die benützte elektrische Schema.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) Fascicola 1 — 1975

ORGANIZAREA ACTIVITĂŢII DE PROGNOZĂ PENTRU CONSUMUL DE ENERGIE ELECTRICĂ

DE

O. CRIŞAN, A. BUTA, B. LUŞTREA, ŞT. KILYENI

Dezvoltarea economiei naţionale în general şi a sistemului electroenergetic în particular impune adoptarea unor decizii ştiinţific elaborate, bazate pe o apreciere cît mai realistă a tendinţelor de dezvoltare ce se manifestă, apreciere care să asigure o concordanţă satisfăcătoare între situaţia reală şi cea prevăzută. Ca urmare întreaga activitate cu caracter decizional din cadrul sistemului electroenergetic trebuie să se bazeze pe rezultatele furnizate de prognoza consumului de energie electrică. Specific activităţii de prognoză a consumului de energie electrică este faptul că valoarea acestuia va fi mai puţin afectată de concepţia şi conjuctura de moment, deci rezultatele prognozei sînt mai certe.

Prezenta lucrare se referă la unele probleme legate de organizarea activităţii de prognoză precum şi la prezentarea unor recomandări şi propuneri privind organizarea sistemului informaţional în cadrul IER-urilor, în vederea realizării unor prognoze complete şi satisfăcătoare din punct de vedere calitativ.

1. OBIECTIVELE ACTIVITĂŢII DE PROGNOZĂ IN ELECTROENERGETICĂ. INTERVALUL CONSIDERAT

O primă problemă asupra căreia trebuie să se decidă este intervalul de timp în viitor, pentru care urmează să se extindă prognoza. Valoarea acestui interval depinde în principal de momentul în viitor în care urmează să se realizeze obiectivul economico-industrial analizat, gradul de precizie impus datelor, astfel încît obiectivul să se încadreze corect în dezvoltarea de ansamblu viitoare. In funcţie de principalele categorii de obiective care urmează a se realiza, perioadele viitoare pentru care se efectuează prognoza sînt trecute în tabelul 1.

Tabelul 1

Valoarea intervalului viitor de prognoză în funcţie de obiectivul urmărit

Scurt (1—3) ani	Mediu (5—10) ani	Lung (10—20) ani	Foarte lung peste 20 ani
— Revizia schemelor pentru intervalele imediat următoare, — Analiza oportunităţii deconectării unor centrale uzate, — Stabilirea lucrărilor necesare în linii şi staţii pentru a face faţă consumului imediat următor, — Precizarea programului de funcţionare a centralelor existente, — Determinarea veniturilor şi cheltuielilor în perioadele următoare.	— Extinderea reţelei şi a puterii instalate în generatoare, — Dimensionarea elementelor componente, — Eşalonarea optimă a investiţiilor.	— Aprecierea ordinului de mărime optim necesar pentru instalaţii (nivele de tensiune, puteri unitare, tipuri de centrale etc.) în viitor, — Organizarea exploatării şi utilizării resurselor energetice în viitor.	— Orientarea generală a politicii energetice

Un interval recomandat de efectuare a prognozei în electroenergetică se consideră intervalul de 15 ani.

Legată de stabilirea perioadei viitoare pentru care se efectuează prognoza este şi alegerea perioadei trecute din care se utilizează datele. Practica activităţii de prognoză arată că cele mai bune rezultate se obţin dacă intervalul trecut din care se culeg datele este egal sau cu puţin mai mare (în jur de egal 20—25%) decît perioada viitoare.

2. CATEGORISIREA CONSUMATORILOR IN VEDEREA INCADRĂRII IN ACTIVITATEA DE PROGNOZĂ

O a doua problemă care trebuie rezolvată este determinarea complexităţii şi naturii consumului pentru care urmează a se efectua prognoza. Din acest punct de vedere consumatorii se clasifică conform tabelului 2.

Tabelul 2

Categoriile de consumatori din punctul de vedere al complexităţii şi naturii consumului

D. p. d. v. al complexităţii / D. p. d. v. al naturii	Consumator individual	Consumator tip „ramură"	Consumator complex tip „regional"	Consumator complex la nivel naţional	Gradul de corelare cu tendinţele generale
Consumuri componente cu caracteristici asemănătoare	*	*			Redus ↓ Ridicat
Consumuri componente cu caracteristici diferite			*	*	
Exemple	O întreprindere metalurgică	Întreaga ramură metalurgică	Consumul în zona IRE	Consumul la nivelul economiei naţionale	
Natura factorilor utilizaţi pentru efectuarea prognozei	Factori specifici legaţi direct de procesul de producţie →			Factori economici demografici etc, globali	

Incadrarea consumatorului analizat în categoria potrivită este esenţială şi avantajoasă deoarece caracteristicile unui anumit tip de consumator, factorii pe baza cărora se poate aprecia prognoza, modelele matematice cele mai potrivite, etc., sînt în general tipice pentru o anumită categorie de consumator.

3. ETAPIZAREA ACTIVITĂŢII DE PROGNOZĂ

Activitatea propriu-zisă de prognoză se realizează parcurgînd 3 etape distincte: a) culegerea şi selectarea datelor, b) prelucrarea datelor şi determinarea modelului matematic. c) verificarea, analiza şi interpretarea rezultatelor. Fiecare din aceste etape prezintă probleme şi particularităţi specifice.

3.1. Culegerea şi selectarea datelor

Sarcina colectivului care se ocupă cu această problemă este de a culege volumul maxim de date legate de consumatorul analizat şi care pot avea legătură cu dezvoltarea consumului de energie sau putere electrică a acestuia. Din punct de vedere al naturii lor, datele pot fi: obţinute prin măsurători sau obţinute pe bază de apreciere. Fiecare la rîndul lor pot fi: din procesul analizat sau dintr-un proces asemănător. La rîndul lor fiecare din acestea pot fi cu caracter direct sau cu caracter indirect iar acestea fiecare sub formă globală sau sub formă analitică (pe componenţi). Referitor la această etapă se fac următoarele recomandări:

— se preferă datele măsurate şi înregistrate celor stabilite intuitiv,
— se preferă datele extrase din procesul analizat, celor din procese similare,
— se va determina prognoza utilizînd cît mai multe căi în paralel, iar apoi se vor compara,
— reprezentarea grafică în prealabil a datelor într-un sistem de axe, etc.

3.2. Prelucrarea datelor. Determinarea modelului matematic.

Colectivul care rezolvă această etapă are sarcina, ca prin utilizarea seturilor de date furnizate de etapa anterioară, să stabilească modelul matematic care descrie cel mai bine dezvoltarea trecută a consumului şi asigurarea unei bune aprecieri a dezvoltării viitoare. Curba de consum conţine în general 4 componente: trendul, componenta aleatorie, ciclică şi sezonieră. Ultimele două avînd un caracter periodic se pot elimina utilizînd serii mobile de timp.

Modelele matematice utilizate pentru trend pot fi: deterministe sau probabilistice; fiecare liniare sau neliniare, acestea la rîndul lor din punct de vedere al variabilelor independente pot fi: simple sau multiple. Referitor la această etapă se reţin următoarele recomandări:

— se preferă modelele probabilistice celor deterministe,
— se preferă modelele liniare celor neliniare,
— se preferă modelele simple celor multiple,
— se încearcă în paralel mai multe modele matematice, care prin comparaţie vor oferi o apreciere mai corectă asupra calităţii prognozei.

3.3. Verificarea, analiza şi interpretarea rezultatelor

Pentru verificarea rezultatelor prognozei se pot folosi următoarele metode:

— compararea şi analiza rezultatelor obţinute pe mai multe căi,
— verificarea rezultatelor pe baza unor puncte cunoscute,
— compararea rezultatelor cu datele furnizate de prognozele anterioare,
— compararea rezultatelor prognozei efectuată pe cazuri similare etc.

4. CONCLUZII

Din cele prezentate rezultă că pentru activitatea de prognoză este necesară prelucrarea şi interpretarea unui mare volum de date parcurgînd în principal următoarele etape: stabilirea duratei pe care se extinde prognoza, stabilirea naturii datelor utilizate, culegerea şi selectarea datelor, alegerea modelului matematic, determinarea constantelor, verificarea rezultatelor, compararea mai multor metode, repetarea periodică a activităţii de prognoză.

L'ORGANISATION D'ACTIVITÊ DE PROGNOSE POUR LA CONSOMMATION D'ÊNERGIE ÊLECTRIQUE

(RÉSUMÉ)

Dans le cadre du travail on présente les obiectifs d'activité de prognose pour la consommation d énergie électrique, les méthodes et les méthodologies qui seront utilisées, en fonction du but poursuivi.

Les étapes qui doivent être parcourrues sont mises en évidence en cadre d'une activité de prognose, de même que les particularités dont on doit tenir compte.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

STUDIUL ŞI REALIZAREA UNEI NOI SOLUŢII DE ACŢIONARE ELECTRICĂ A ELECTROCARULUI DE 3 TONE

DE

M. BRAŞOVAN, E. SERACIN, I. ŞORA, I. BALACI, C. SCHUCH

1. PROBLEME GENERALE

In prezent există în exploatare două variante de electrocare, considerate din punct de vedere al schemei electrice a circuitului de forţă: soluţia clasică cu reostat de pornire în serie cu indusul motorului electric de acţionare şi soluţia cu variator de tensiune continuă intercalat între bateria de acumulatoare şi motorul electric. Cea de a doua soluţie s-a realizat în ultimii ani prin introducerea tiristoarelor, fiind superioară din punct de vedere energetic deoarece sînt eliminate pierderile de putere din reostatul de pornire [5]. Variatorul de tensiune continuă cu ventile electrice este mai puţin robust în exploatare şi ridică unele probleme de calitate în situaţiile de reparaţie şi de întreţinere.

2. ANALIZA NOII SOLUŢII PROPUSE PENTRU PORNIREA ŞI MODIFICAREA VITEZEI ELECTROCARULUI

Schema electrică a soluţiei propuse conţine unele elemente caracteristice (fig. 1). Astfel alimentarea motorului de la bateria de acumulatoare se face cu o tensiune în trepte, pentru pornirea şi modificarea economică a vitezei. Pentru a asigura o pornire lină a fost necesară reducerea vîrfurilor de curent (cuplu) la trecerea de la o treaptă de tensiune la următoarea. In acest scop s-a introdus o bobină în serie cu circuitul motorului, care în raport cu caracteristica mecanică statică a motorului se manifestă prin rezistenţa ei R_p, iar în regimurile tranzistorii de trecere de la o treaptă de tensiune la următoarea intervine în mod suplimentar prin inductivitatea ei L_p.

Pornirea şi modificarea vitezei se realizează cu controlerul de formă cilindrică K, care este reprezentat desfăşurat în figura 1. Rotirea cilindrului controlerului se face printr-un

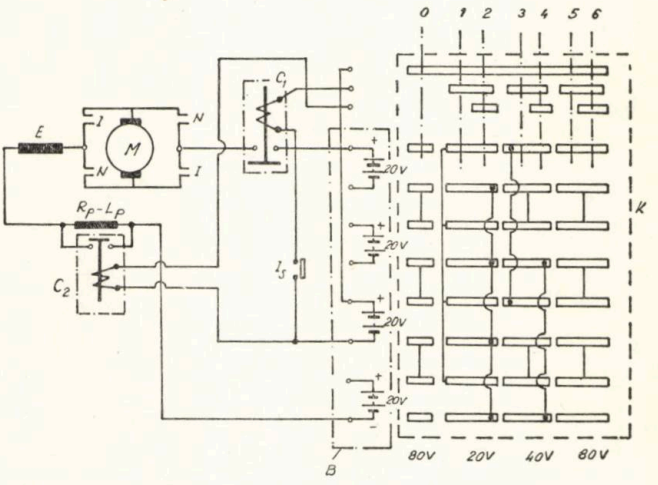


Fig. 1. Explicativă pentru schema electrică a soluţiei propuse: M — motorul electric de acţionare cu înfăşurarea de excitaţie serie E; II şi NN — perechi de contacte, acţionate manual, pentru inversarea sensului de rotire al motorului; C_1 şi C_2 — contactoare; I_s — întreuptor de scaun; K — controler; B — bateria de acumulatoare.

mecanism cu acţionare de la pedala de accelerare a electrocarului. La pornirea electrocarului prin intermediul controlerului se realizează următoarele şase trepte de tensiune semnificative pentru alimentarea cu energie electrică a motorului de acţionare: 20 V cu bobina $R_p - L_p$ legată în circuit; 20 V; 40 V bobină $R_p - L_p$ legată în circuit; 40 V; 80 V cu bobina $R_p - L_p$ legată în circuit; 80 V.

Din punct de vedere al pierderilor de energie în rezistenţa R_p a bobinei este semnificativă valoarea relativ redusă a acesteia, precum şi faptul că pe trei din cele şase trepte există situaţia $R_p = 0$.

3. CONCLUZII

Soluţia propusă este superioară soluţiei actuale cu reostat de pornire prin robusteţea în exploatare, economia de energie electrică şi preţul de cost mai scăzut.

Prin noua soluţie se realizează o economie apreciabilă de energie electrică şi anume pentru acelaşi lucru mecanic util este necesară o energie electrică cu mai puţin de jumătate decît în cazul folosirii actualei soluţii.

Frecvenţa de încărcare a bateriei de acumulatoare fiind de aproximativ două ori mai mică în cazul soluţiei propuse, rezultă şi posibilitatea de prelungire a vieţii tehnice a bateriei. Economia ce rezultă din acest punct de vedere este importantă, deoarece costul bateriei are o pondere relativ mare în investiţiile de întreţinere.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Braşovan, *Acţionări electromecanice*, EDP Bucureşti, 1967.
2. T. Dordea, *Maşini electrice*, EDP Bucureşti, 1970.
3. C. Micloşi, C. Şora, *Tracţiune electrică*, EDP Bucureşti, 1961.
4. D. B. Orakaliev ş.a. *Electrocare*, traducere din limba bulgară, ET Bucureşti, 1973.
5. * * * *Impulssteuerung mit Thyristor*, R. Bosch GmbH, Stuttgart.

UNTERSUCHUNG UND AUSFÜHRUNG EINER NEUEN LÖSUNG DES ELEKTRISCHEN ANTRIEBS EINES 3 TONEN ELEKTROKARREN

(ZUSAMMENFASUNG)

Die Arbeit behandelt eine originelle Lösung des elektrischen Schaltschemas eines 3 Tonen Elektrokarren, rumänischer Erzeugung, durch Beseitigung der Anfahrwiederstandes. Auf Grund der experimentell aufgestellten Belastungskennlinien konnte man die energetischen Indikatoren berechnen, welche die Superiorität der neuen Lösung, charakterisiert durch die technisch ekonomischen Vorteilen bestätigen.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 20 (34) **Fascicola 1 — 1975**

OPTIMIZAREA DISTANŢEI DE AMPLASARE A CANALELOR ÎNCLINATE ÎN PLANTAŢIILE DE VIE

DE

MARIA ARSENIE

Intre măsurile speciale pentru combaterea eroziunii, prin regularizarea scurgerii, în plantaţiile de vie se recomandă execuţia de canale înclinate care realizează:

— fracţionarea scurgerii pe versant micşorînd eroziunea solului;

— evacuarea dirijată a apelor colectate spre debuşee.

In general, cu cît distanţa dintre canalele înclinate este mai mică cu atît concentrarea scurgerii şi eroziunea solului sînt mai reduse, însă costul lucrărilor şi pierderile de teren cultivat sînt mai mari şi invers.

In literatura de specialitate sînt date recomandări pentru alegerea distanţei dintre canalele înclinate în funcţie de diferite criterii fără a se preciza cînd primează unul din ele; de asemeni problema nu este tratată din punct de vedere economic.

Lucrarea de faţă propune o metodă de optimizare a distanţei de amplasare a canalelor înclinate în plantaţiile de vie.

Se consideră că sînt satisfăcute condiţiile care permit adoptarea soluţiei de amenajare cu canale înclinate.

Schema de calcul este prezentată în figura 1.

Se iau în considerare următoarele criterii:

1. scurgerea pe versant se fragmentează la distanţa d la care nu se produc eroziuni periculoase în plantaţiile de vie executate pe direcţia curbelor de nivel [2 — tabelul 30];

2. distanţa dintre canalele înclinate, în funcţie de panta versantului şi rezistenţa solului la eroziune [1—7.3] este:

$$D=9{,}0+\frac{153{,}2}{I_v+1{,}3}\,.$$

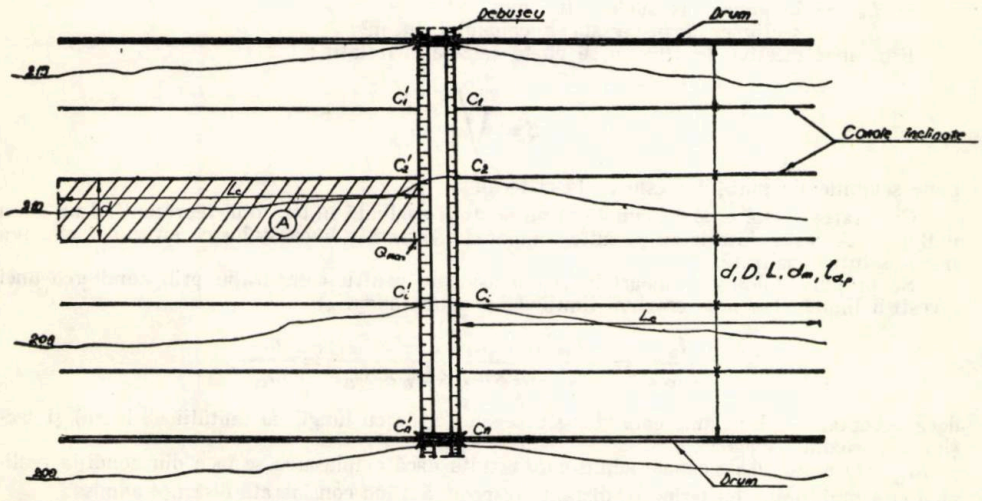


Fig. 1. Schema de calcul pentru cercetarea influenţei pantei versanţilor şi intensităţii ploilor torenţiale asupra distanţei dintre canalele înclinate.

3. în funcție de eroziunea critică [1—7.6] distanța de amplasare a canalelor înclinate este :

$$L = KE_{cr}^{2,5} I_v^{-2}$$

unde : K =26,2 (pentru soluri din grupa I — subțiri, formate pe strat litologic compact) ;
I_v — panta versantului în procente ;
E_{cr} — eroziunea critică medie anuală este de 6 t/ha/an ;

4. distanța dintre canale d_m este media distanțelor de la 1., 2., și 3. ;

$$d_m = \frac{d+D+L}{3}.$$

5. în interiorul unității de lucru nu se face fragmentarea scurgerii ; colectarea apelor de pe versant se face cu ajutorul canalelor amplasate de-a lungul drumurilor principale, la distanța $L_{d.p}$ rezultată din organizarea antierozională a teritoriului.

Pentru o pantă a versantului dată și pentru condiții de sol bine precizate, distanța dintre canalele înclinate calculată după cele cinci criterii prezentate diferă foarte mult.

De exemplu :

I_v %	Distanța dintre canalele înclinate m				
	d	D	L	d_m	$L_{d.p}$
15	16	18	10	15	150

In vederea stabilirii soluției optime este necesar să se compare investițiile care se fac la executarea canalelor înclinate (investiții cu atît mai mari cu cît canalele sînt mai dese) cu pierderile de sol prin eroziune (care sînt cu atît mai mici cu cît canalele înclinate sînt mai dese). Intr-un calcul riguros ar trebui ținut cont și de pierderile de teren cultivabil, prin executarea de canale înclinate, dar și de sporurile de producție pe suprafață amenajată.

Evaluarea investiției se poate face cu relația :

$$I_{nv.} = I_{nv.\,spec} \times \text{Vol} = I_{nv.\,spec} \times n_c \times L_c \times S_c$$

unde : — $I_{nv.}$ este valoarea investiției pe unitatea de lucru, în lei :
$I_{nv.\,spec}$ — investiția specifică în lei/m³ ;
— n_c — numărul de canale în unitatea de lucru ;
— L_c — lungimea canalelor în m ;
— S_c — secțiunea transversală a canalului în m² ;

Eroziunea efectivă în t/ha/an se poate calcula cu relația :

$$E = \sqrt[2,5]{\frac{LI_v^2}{K}}$$

unde semnificația notațiilor este ca la criteriul 3.

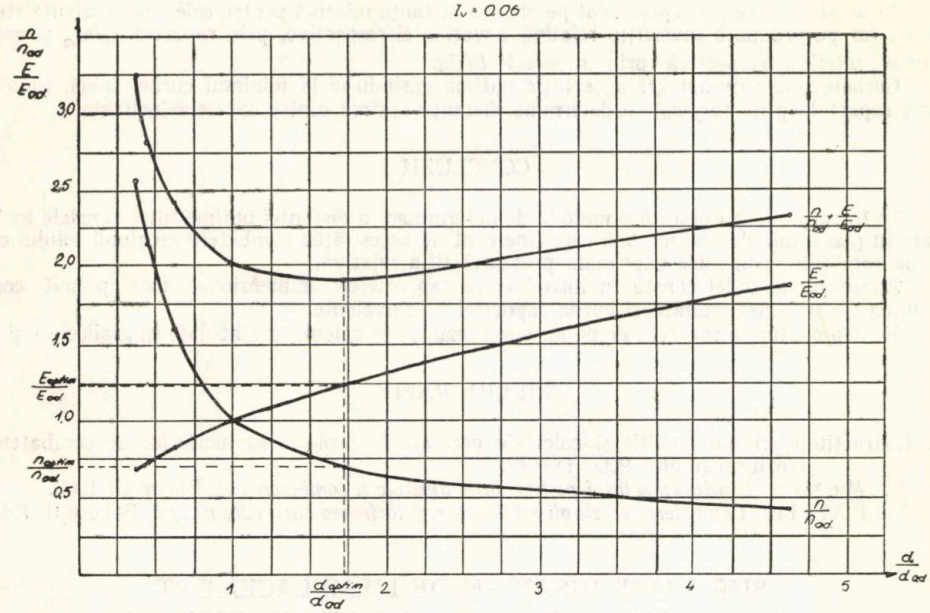
Cantitatea de sol erodată anual (E) nu poate fi evaluată în lei, solul reprezentînd un „bun național". Această siutație nu permite compararea directă a investițiilor cu eroziunea efectivă într-o soluție analizată.

Se propune folosirea rapoartelor adimensionale pentru comparație prin admiterea unei investiții limită și a unei eroziuni limită (E_{cr}=6t/ha/an=E_a)

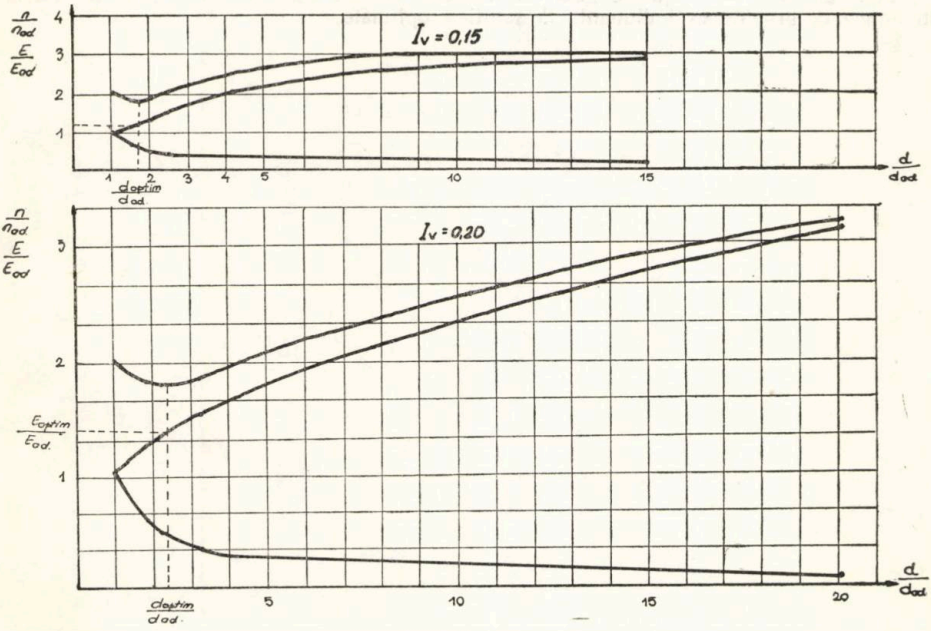
$$\frac{I_{nv}}{I_{nv.\,a}} = \frac{I_{nv.\,spec} \times n_c + L_c + \times S_c}{I_{nv.\,spec} \times n_{c_a} \times L_{c_a} \times S_{c_a}} = \frac{n_c}{n_{c_a}}$$

dacă acceptăm că lungimile canalelor sînt egale (egale cu lungimea unității de lucru) și secțiunile aproximativ egale ;
— n_{c_a} este numărul de canale admis care rezultă dacă amplasarea se face din condiția realizării eroziunii limită (criteriul 3), distanța respectivă fiind considerată distanță admisă.

Calculele efective pentru pantele versantului de 6%, 10%, 15% și 20% au fost făcute tabelar și reprezentate în graficele nr. 1 și 2



Graficul nr. 1. Stabilirea grafică a soluţiei optime.



Graficul nr. 2. Stabilirea grafică a soluţiei optime.

In aceste grafice s-a reprezentat pe abscisă distanţa relativă pentru cele cinci variante studiate, iar pe ordonată investiţia relativă a variantei respective, prin raportul n_c/n_{c_a} şi eroziunea relativă respectivă prin raportul E/E_a.

Curbele s-au însumat grafic, soluţia optimă găsindu-se la minimul curbei sumă. Cunoscînd raportul optim (d_{op}/d_a) se determină distanţa optimă dintre canalele înclinate.

CONCLUZII

In lucrare este prezentată o metodă de determinare a distanţei optime între canalele înclinate în plantaţiile de vie, metodă care ţine cont de necesităţile combaterii eroziunii solului cît şi de condiţiile economice exprimate prin investiţia relativă.

Avantajul metodei constă în introducerea rapoartelor adimensionale care permit construirea curbei sumă numită şi curba rapoartelor echivalente.

Pentru o situaţie concretă de pe un teren rezultatele calculelor sînt date în graficele 1 şi 2.

BIBLIOGRAFIE

1. Instrucţiuni privind studiile şi calculele necesare la proiectarea lucrărilor de combaterea eroziunii solului P.D. 14—72.
2. M. Moţoc, *Eroziunea solului pe terenurile agricole şi combaterea ei*, Bucureşti 1963.
3. V. Băloiu, *Combaterea eroziunii solului şi regularizarea cursurilor de apă*, Bucureşti, 1967.

SUR L'OPTIMISATION DE L'EMPLACEMENT DES CANAUX INCLINÉS DANS LES VIGNOBLES

(RÉSUMÉ)

Dans l'ouvrage on donne une méthode pour la détermination de la distance optimale entre les canau inclines des vignobles en tenant compte des nécéssités de la conservation du sol aussi que des conditions d'économicité.

Pour un nombre de quatre pentes considerées comme caractéristique pour les versants on donne de graphiques indiquants la solution optimale.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

STAREA LIMITA DE DESCHIDERE A FISURILOR LA ELEMENTELE DE BETON ARMAT, SOLICITATE LA ÎNCOVOIERE CU FORŢA TĂIETOARE

DE

I. FILIMON, I. DEUTSCH, A. IRHAŞIU

1. GENERALITĂŢI

Influenţa forţei tăietoare devine importantă asupra procesului de fisurare şi de rupere al elementelor de beton armat la un raport al zveltеţei la forfecare $a/h_0=2{,}5-6$ (fig. 1).

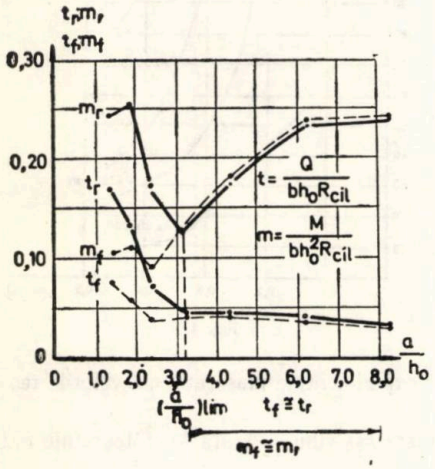


Fig. 1.

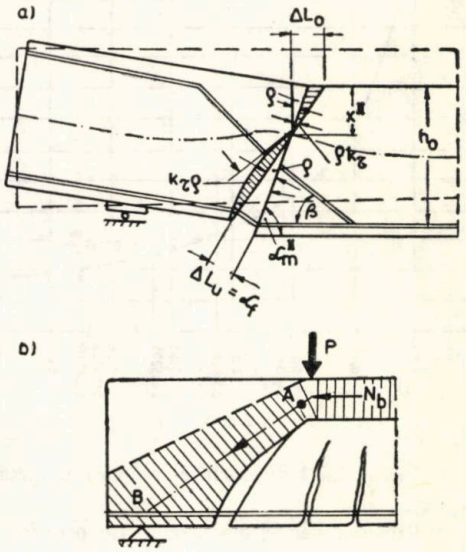


Fig. 2.

2. CONSIDERAŢII TEORETICE PRIVIND CALCULUL MĂRIMII DESCHIDERII FISURILOR INCLINATE.

Măsurătorile efectuate de diferiţi autori privind mărimile deschiderii fisurilor la elemente solicitate la încovoiere cu tăiere arată că relaţiile de calcul stabilite de Borişanski au o valabilitate restrînsă. Diferenţele între mărimile determinate teoretic şi cele măsurate experimental pot fi de 6–10 ori mai mari, datorită următoarelor cauze:

— In primul rînd fenomenului complex de comportare a elementului în stadiul II.

După fisurare elementul devine un sistem static nedeterminat interior, formîndu-se o structură în „pieptene" legată prin sistemul de armătură.

— In al doilea rînd acceptarea unei mărimi constante a lui k (egal cu 4), care din studiile lui R. Walther [2] rezultă că depinde de rigiditatea elementului la forţă tăietoare, de aderenţa armăturii transversale la beton etc.

La grinzi cu zveltеţe de tăiere $a/h_0<4{,}5$ pe lîngă rotirea din forţă tăietoare ce apare în urma deschiderii fisurilor înclinate, apare şi o deformaţie de lunecare, ce duce la avansarea

fisurii înclinate (fig. 2), pe înălțimea grinzii, ce este cauzată de încovoierea diagonalei înclinate comprimate, care apare ca urmare a transformării grinzii în stadiul II după apariția fisurilor într-un arc cu tirant (fig. 2.*b*).

3. INCERCĂRI EXPERIMENTALE PE GRINZI DE SECȚIUNE T SOLICITATE LA INCOVOIERE CU FORȚĂ TĂIETOARE

In vederea stabilirii parametrilor legați de procesul de fisurare cît și de mărimea deschiderii fisurilor înclinate. s-au încercat un număr de 10 elemente experimentale. In urma prelucrării datelor experimentale privind deformațiile elementului din încovoiere-tăiere, precum și din prelucrarea statistică a mărimii deschiderii fisurilor au fost determinate mărimile k_τ reprezentate în fig. 3. In fig. 4 se prezintă influența procentului de armare transversală determinat experimental asupra mărimii deschiderii fisurilor înclinate.

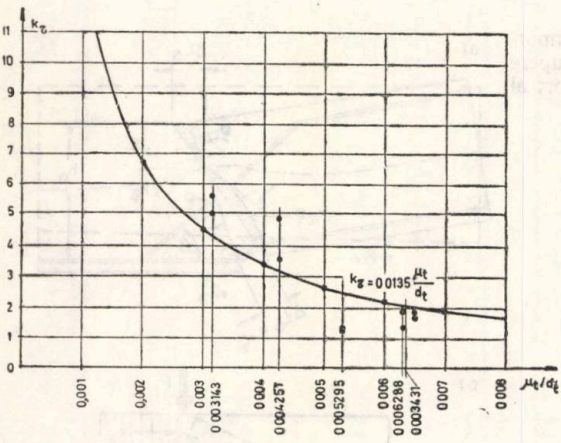


Fig. 3.

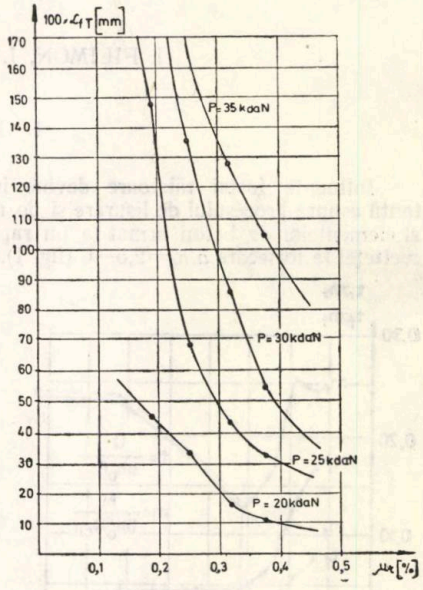


Fig. 4.

In tabelul 1 se prezintă compararea rezultatelor experimentale măsurate cu valorile teoretice.

Ruperea elementelor a avut loc prin forța tăietoare așa cum se arată în fotografiile din fig. 5.

4. CONCLUZII

In cazul elementelor solicitate la încovoiere cu forță tăietoare la care ruperea survine prin tăiere, mărimea deschiderii fisurilor în exploatare este mult mai mare decît la elemente la care ruperea survine prin încovoiere. Mărimea deschiderii fisurilor înclinate din forță tăietoare depinde de aceiași parametrii ca și la elementele la care ruperea survine prin încovoiere, însă apare ca preponderentă deformația suplimentară din forță tăietoare caracterizată prin mărimea k_τ, care introduce influența deformației suplimentară din forță tăietoare și care *nu este o mărime constantă*, ci depinde de următorii parametrii: marca betonului, rapoartele b_p/b ; $\mu_t\%/d$.

Din încercările experimentale s-a stabilit următoarea relație pentru calculul lui k_τ:

$$k_\tau = 0{,}0135 \frac{d_t}{\mu_t} . \qquad (1)$$

Peniru introducerea valorii lui k_τ în norme este necesar să se efectueze și alte încercări pentru a cuprinde și influența raportului b_p/b.

Mărimea deschiderii fisurilor înclinate sub încărcarea de exploatare pentru $C=2,4$. —

Tipul grinzii	A_{ae} (cm²)	A_{ai} (cm²)	μ_t %	$Q_{exp}=\frac{Q_r\ exp}{C}$ (KdaN)	a_{ft} experim. (mm)	Calcul teoretic		Relaţii CAER	
						a_{ft} (mm)	Δ%	a_{ft} (mm)	Δ%
AT 01	Ø6/10	—	0,37733	7,916 8,021	0,06	0,0976 0,0737	+62,765 +22,833	0,575 0,670	+858,33 +1016,66
AT 02	Ø6/15	—	0,25155	7,187 7,708	0,16	0,142 0,119	−11,250 −25,625	0,980 0,980	+512,50 +512,50
AT 03	Ø6/20	—	0,18866	6,979 6,250	0,18	0,265 0,336	+47,220 +86,660	1,395 1,340	+675,00 +644,44
AT 04	Ø6/15	1 Ø14 $A_{ai}=1,539$ cm²	0,38059	8,075 7,604	0,09	0,116 0,126	+28,880 +40,000	0,714 0,736	+693,33 +717,77
AT 05	Ø6/20	1 Ø14 $A_{ai}=1,539$ cm²	0,31770	7,708 7,239	0,10	0,183 0,208	+83,000 +108,000	1,038 0,806	+938,00 +706,00

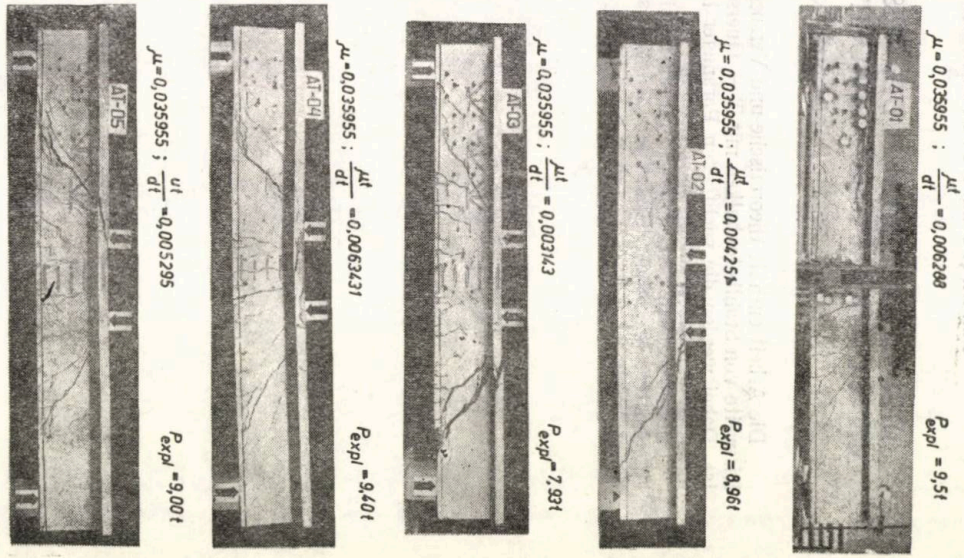


Fig. 5.

BIBLIOGRAFIE

1. M. S. Borisanski, *Novîe, dannîe o soprotivtenii izgbaemîh elementov gheistov poperecinîh sil.*, Gosstroiizdat Moskva, 1952.
2. F. Leonhardt, La réduction de la couture d'effort tranchant dans les structures en béton armé, Interprétation des rézultats d'essais à l'aide d'une généralisation de l'analogie du treillis, Buletin d'Informtion CEB No. 49, Mai 1965.
3. I. Filimon, I. Deutsch, A, Irhaşiu, Studiu experimental privind fisurarea elementelor de beton armat de secţiune T, solicitate le încovoiere cu forţă tăietoare, Bul. St. şi Tehn. I. P. T., Seria Constr., Tom 18 (32), fasc. 1, ianuarie—iunie 1973.

DER GRENZZUSTAND DER RISSWEITE VON AUF BIEGUNG MIT QUERKRAFT BEANSPRUCHTEN STAHLBETONELEMENTEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit enthält theoretische-und Versuchsergebnisse bezüglich des Grenzzustandes der Rissweite von Stahlbetonbalken mit T — Querschnitt, bei welcher die Querkraft vorherschend ist. Dabei werden die wichtigsten Parameter herausgestellt die den Prozess der Rissbildung unter dieser Beanspruchung beeinflussen.

Zum Vergleich werden die theoretischen, mit den von den Verfassern hergeleiteten Formeln berechneten, Werte der Rissweiten den gemessenen gegenübergstellt. Die Übereinstimmung dieser Werte ist gut.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

INFLUENŢA CONTRACŢIEI ASUPRA COMPORTĂRII DIAFRAGMELOR DIN BETON LA CLĂDIRI ÎNALTE*

DE
I. GRÜNER, G. ROTARU, R. FRUNZĂ, D. TUDOR

Studiul efectuat se referă la influenţa contracţiei în cazul structurilor alcătuite din diafragme monolite şi elemente prefabricate, deoarece la acestea are loc o puternică reţinere a contracţiei.

Programul experimental s-a efectuat pe trei modele la scară redusă din mortar de ciment 1 : 2 cu agregate 0–7 mm şi dimensiunile din fig. 1. Pereţii marginali modelează structura prefabricată iar peretele central, miezul monolit de rigidizare la forţe orizontale. La modelul CD-11 pereţii marginali au fost segmentaţi pentru a modela mai fidel o structură din panouri prefabricate. S-a realizat o reţinere pe trei laturi a contracţiei miezului de către pereţii marginali şi fundaţie, turnaţi anticipat cu un decalaj de timp suficient de mare pentru a se consuma contracţia proprie.

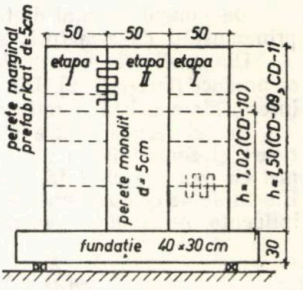


Fig. 1. Prezentarea de ansamblu a modelelor experimentale.

Pereţii modelelor au fost armaţi constructiv cu plasă dublă din sîrmă de 2 mm. Legătura dintre pereţii turnaţi în etape diferite s-a realizat cu mustăţi ∅ 2 mm la 2 cm.

Incercarea propriu zisă a constat din urmărirea în timp a deformaţiei modelelor. Din analizarea deformaţiilor pe verticală, se observă efectul de reţinere a contracţiei miezului de către pereţii marginali (fig. 2). Feţele superioare ale pereţilor marginali se rotesc datorită acţiunii excentrice a miezului. Miezul monolit are contracţia maximă în dreptul axului, deoarece acolo efectul de reţinere se resimte mai puţin. Datorită interacţiunii dintre peretele central care tinde să se contracte şi pereţii marginali, contracţia miezului este diminuată faţă de martorul liber, iar pereţii marginali sînt antrenaţi de contracţia miezului.

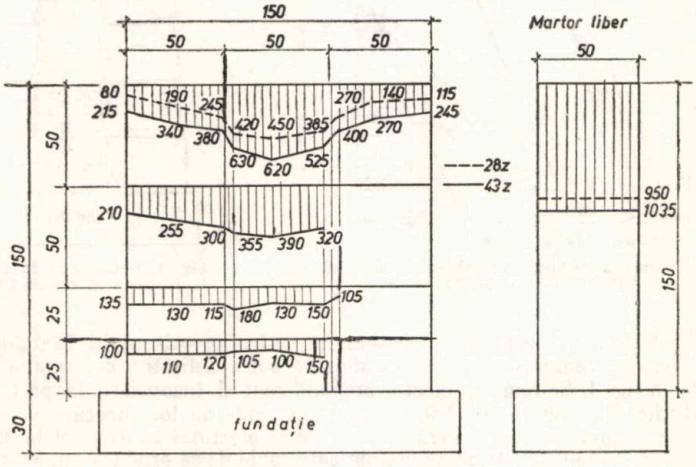


Fig. 2. Contracţia pe verticală la încercarea CD-09.

*) Lucrarea a fost comunicată la Sesiunea ştiinţifică dedicată celei de a XXX-a aniversări a eliberării patriei şi Congresului al XI-lea al P.C.R., Institutul Politehnic Timişoara, 6–18 iunie, 27–28 septembrie 1974.

Mărimea reţinerii contracţiei miezului după o creştere iniţială, scade în timp, fenomen observat atît la CD-09 cît şi la CD-10 (tabelul 1). Deformaţia elementului împiedicat tinde să ajungă din urmă contracţia martorului.

Tabelul 1

Gradul de împiedicare exprimat ca raport între contracţia împiedicată şi contracţia liberă, în procente.

Vîrsta zile	CD-09				CD-10			
	Contracţ. martor μ	Contracţ. miez μ	Diferenţa μ	%	Contracţ. martor μ	Contracţ. miez μ	Diferenţa μ	%
28	950	450	500	52,7	738	353	385	52,4
43	1 035	620	415	40,0	824	413	411	50,0
68	—	—	—	—	894	473	421	47,0
74	1 045	725	320	30,5	—	—	—	—

De-alungul rostului dintre miezul monolit şi prefabricat, unde legătura se asigură numai prin mustăţi de armătură, se produc lunecări.

Din analizarea contracţiei pe orizontală rezultă că numai în zona superioară contracţia se produce liber [1], [2]. Din cauză că pereţii marginali se comportă ca şaibe rigide, la nivele intermediare există o reţinere a contracţiei orizontale.

Rostul vertical dintre miezul monolit şi elementul „prefabricat" este întins la partea inferioară şi comprimat la partea superioară (fig. 3). Poziţia punctului de intersecţie a diafragmei cu axa de referinţă, caracterizează rigiditatea ansamblului perete marginal-fundaţie. Eforturile de compresiune de la partea superioară se datoresc rotirii pereţilor laterali rigizi sub influenţa rezultantei generate de contracţie.

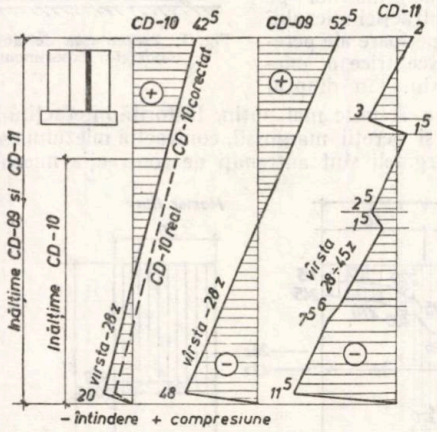


Fig. 3. Deformaţia rostului vertical pentru modelele CD-10, CD-09 şi CD-11.

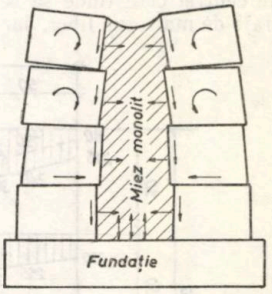


Fig. 4. Deformaţia de ansamblu în cazul încercării CD-11.

La modelul CD-11 s-a urmărit şi deformaţia rosturilor orizontale. Ele confirmă suprapunerea încovoierii cu compresiunea care creşte spre bază. Calitativ, deformaţia de ansamblu este prezentată în fig. 4. Se remarcă efectul preponderent al încovoierii la partea superioară, precum şi salturile din dreptul rosturilor orizontale, unde au loc lunecări.

In concluzie, scopul prezentei lucrări este studiul efectului contracţiei la structuri alcătuite din diafragme monolite şi elemente prefabricate capabile să producă împiedicarea contracţiei betonului monolit. Din analizarea rezultatelor se constată că s-a produs acelaşi fenomen la toate trei modelele încercate, diferenţele datorîndu-se rigidităţii diferite a elementelor „frînă". Mărimea forţei care apare din împiedicarea contracţiei este determinată de rigidităţile relative

ale celor două componente structurale. Efectul acestor forțe se resfrînge asupra ambelor părți, dar este mai important în cazul miezului monolit, deoarece produce în acesta importante solicitări de întindere, de care obișnuit nu se ține cont în calcul. Datorită particularităților de alcătuire a structurilor cu miez, diafragmelor monolite le revin forțele orizontale pentru întreaga clădire, iar ca forță axială numai cea aferentă diafragmei respective. Din această cauză efectul momentului încovoietor este preponderent, diagrama eforturilor unitare din secțiunea orizontală prezintă zonă de întindere peste care se suprapune efortul de întindere ce ia naștere din împiedicarea contracției pe verticală.

Incercările de mai sus duc la încă o concluzie importantă și anume, că acest ansamblu format din doi pereți laterali simulînd structura prefabricată rigidă și miezul monolit, se comportă ca un cadru cu rigla foarte puternică, constituită din porțiunea superioară comprimată. Înălțimea ei este variabilă, depinzînd de mărimea solicitărilor generate de contracția împiedicată și de raportul rigidităților elementelor constitutive. Stîlpii cadrului sînt constituiți de porțiunile marginale. Această schimbare a schemei statice din consolă în cadru are repercursiuni asupra comportării ansamblului și asupra repartizării eforturilor de întindere.

BIBLIOGRAFIE

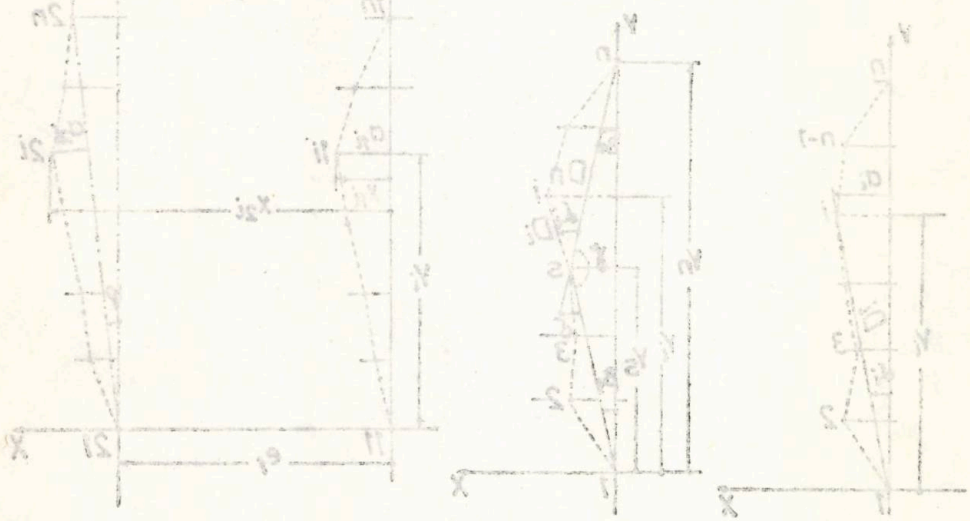
1. Grüner I., Rotaru Gr., Frunză R., *Unele aspecte ale comportării diafragmelor de beton la clădiri de locuit multietajate*, A III-a Conferință de Betoane Cluj—Napoca, 22—24 octombrie 1970, pp. 169—182.
2. Grüner I., Rotaru Gr., Frunză R., *Shrinkage effect of Structural concrete walls in multi-story buildings.* ASC — IABSE International Conference Preprints, Volume DS, pp. 779—780, Bethlehem, 21—26 august 1972.

INFLUENCE OF SHRINKAGE ON BEHAVIOUR OF CONCRETE SHEAR WALLS AT HIGH BUILDINGS

(SUMMARY)

The paper presents the behaviour of three experimental models which shape a „core" structure. The shrinkage of the cast-in-place shear wall is restrained on three sides.

A remarkable conclusion is that the ensemble of two lateral rigid walls together with the central monolith wall connected to the foundation, works as a frame.



Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 20 (34) Fascicola 1 – 1975

VERIFICAREA CĂILOR PODURILOR RULANTE PRIN METODE TOPOGRAFICE *

DE
D. GUŢESCU şi I. ROSENAUER

1. INTRODUCERE

In vederea recepţionării şi autorizării punerii în funcţiune a podurilor rulante ale halelor industriale se cere verificarea condiţiilor geometrice impuse: linearitatea, paralelismul, ecartamentul şi orizontalitatea celor două fire ale căii cît şi axialitatea şinei faţă de axa grinzii de rulare. Efectuarea acesteia la un număr mare de căi de rulare, a pus în evidenţă oportunitatea modelelor topografice. In lucrarea de faţă se redau consideraţiile teoretice şi concluziile practice rezultate din executatea acestor verificări.

2. POZIŢIA CĂII DE RULARE FAŢĂ DE UN SISTEM DE REFERINŢĂ

Un fir al căii de rulare, din punct de vedere geometric se prezintă ca o linie poligonală întinsă. Pentru a verifica linearitatea se impune determinarea poziţiei punctelor caracteristice faţă de un sistem de referinţă. S-a determinat un număr suficient de mare de puncte uniform repartizate pe lungimea firului iar sistemul de referinţă (XOY) a fost astfel ales, încît axa OY să treacă prin primul şi ultimul punct al şinei (fig. 1). Astfel poziţia unui punct a fost determinată măsurînd coordonatele polare α_i şi D_i.

$$y_i = D_i \cdot \cos \alpha_i ; \quad a_i = D_i \cdot \sin \alpha_i . \qquad (2.1 ; 2.2)$$

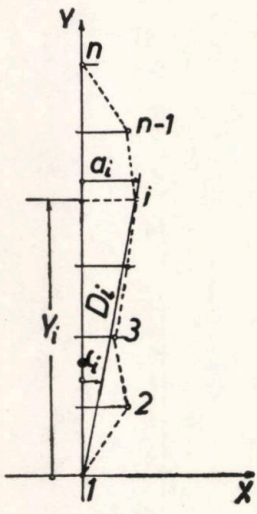


Fig. 1.

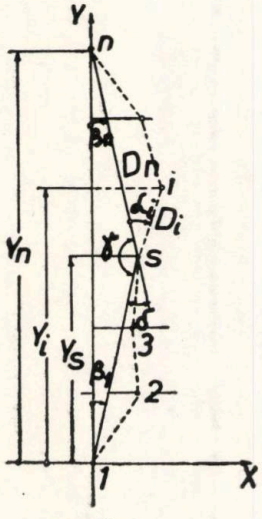


Fig. 2.

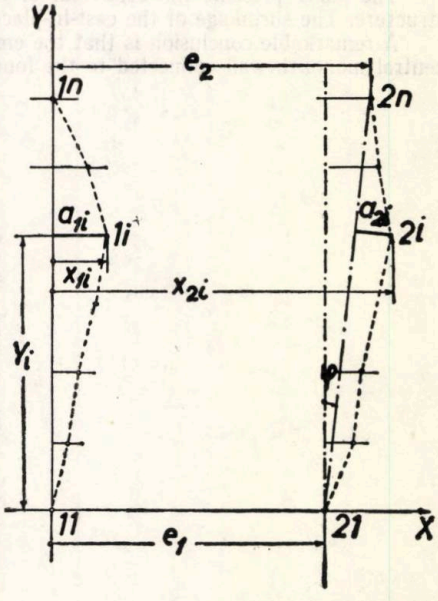


Fig. 3.

* Rezultatele lucrării comunicate la ses. I.P.T., 17 iunie 1974.

Pentru valori mici ale unghiurilor αi relațiile (2.1) și (2.2) devin:

$$y_i = D_i \qquad a_i = D_i \cdot \alpha_i \qquad (2.1'\ ;\ 2.2')$$

In cazul căilor de rulare cu o lungime mare și vizibilitate redusă, pentru o precizie mai bună s-a staționat în punctul intermediar S al șinei (fig. 2).

$$y_i = D_1 \cdot \cos(\delta - \beta_n) + D_i \cdot \cos(\alpha_i - \beta_n). \qquad (2.3)$$

$$a_i = \frac{D_i \cdot \sin \alpha_i}{\cos \beta_n} + \frac{D_1 \cdot \sin \delta}{y_n} [D_n - D_i \cdot \cos(\alpha_i - \beta_n)]\ ; \qquad (2.4)$$

$$\sin \beta_n = \frac{D_1}{y_n} \cdot \sin \delta \qquad (2.5)$$

respectiv

$$y_i = D_1 + D_i\ ; \qquad a_i = D_i \cdot \alpha_i + \frac{D_1}{y_n}(D_n - D_i)\,\delta. \qquad (2.3'\ ;\ 2.4')$$

Se impune determinarea ambelor fire ale căii față de un sistem unic de referință (X_{1i}, Y_{1i} resp. X_{2i}, Y_{2i}, fig. 3). In condițiile figurii 3 rezultă:

$$y_{1i} = D_{1i} \cdot \cos \alpha_{1i}\ ; \qquad x_{1i} = D_{1i} \cdot \sin \alpha_{1i}\ ; \qquad (2.6\ ;\ 2.7)$$

$$y_{2i} = D_{2i} \cdot \cos(\varphi + \alpha_{2i})\ ; \qquad x_{2i} = D_{2i} \cdot \sin(\varphi + \alpha_{2i}) + e_1\ ; \qquad \sin \varphi = \frac{e_n - e_1}{D_{2n}} \cdot \qquad (2.8\ ;\ 2.9\ ;\ 2.10)$$

3. CALCULUL ABATERILOR REALE

Punctele de capăt ale liniilor, datorită montării opritorilor, prezintă în general abateri mai mari. Aceste puncte definind sistemul de axe de referință, abaterile a_i nu sînt edificatoare pentru analiza liniarității liniilor. In acest sens s-a definit sistemul format din două axe de referință paralele la o distanță egală cu ecartamentul nominal e (fig. 4). Abaterile față de aceste linii de referință sînt:

$$v_{1i} = x_{1i} \cdot \cos \eta - \xi_1 \cdot \cos \eta - y_{1i} \cdot \sin \eta\ ;$$

$$v_{2i} = x_{2i} \cdot \cos \eta - \xi_2 \cdot \cos \eta - y_{1i} \cdot \sin \eta. \qquad (3.1\ ;\ 3.2)$$

Parametrii (η, ξ_1 ξ_2) au fost determinații punînd condițiile:

$$\frac{\partial [v_i^2]}{\partial \xi} = 0 \text{ și } \frac{\partial [v_i^2]}{\partial \eta} = 0 \qquad (3.3)$$

și ținînd cont de relația:

$$\xi_2 = \xi_1 + \frac{e}{\cos \eta}. \qquad (3.4)$$

Cu ajutorul parametrilor ξ_1, ξ_2 și η pot fi calculate abaterile v_{1i} și v_{2i} prin intermediul relațiilor (3.1) și (3.2). Prelucrarea și interpretarea rezultatelor, mai ales în cazul cînd verificările au impus corectarea montajului, au fost ușurate prin alegerea punctelor încît:

$$y_{1i} = y_{2i} \text{ și } n_1 = n_2 \qquad (3\,5)$$

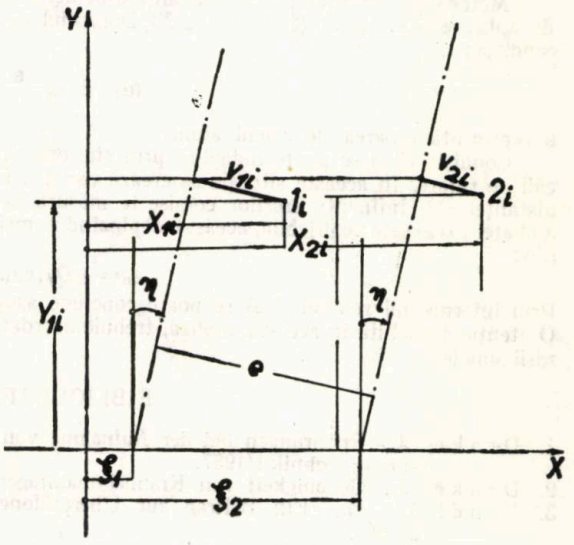


Fig. 4.

Cu condiția (3.5) devine:

$$\eta = \frac{\eta_1 + \eta_2}{2}\ ; \qquad \xi_1 = \frac{b_1 + b_2}{2} + \frac{e_1 - e}{2}\ ; \qquad \xi_2 = \frac{b_1 + b_2}{2} + \frac{e_1 + e}{2}\ ; \qquad (3.6-3.8)$$

în care:

$$\eta_1 = \frac{n_1\,[x_{1i} y_{1i}] - [x_{1i}]\,[y_{1i}]}{n_1\,[y_{1i}^2] - [y_{1i}]^2}\ ; \qquad \eta_2 = \frac{n_2\,[x_{2i} y_{2i}] - [x'_{2i}]\,[y_{2i}]}{n_2\,[y_{2i}^2] - [y_{2i}]^2}\ ; \qquad (3.9\ ;\ 3.10)$$

$$b_1 = \frac{[x_{1i}]}{n_1} - \frac{[y_{1i}]}{n_1}; \qquad b_2 = \frac{[x'_{2i}]}{n_2} - \frac{[y_{2i}]}{n_2}\eta_2. \tag{3.11 ; 3.12}$$

Parametrii η_1, b_1 şi η_2, b_2 oferă posibilitatea verificării individuale a liniilor, lucru important în corectarea montajului.

4. PROGRAMUL DE CALCUL AL ABATERILOR

Pentru reducerea timpului necesar prelucrării şi interpretării datelor a fost întocmit un program de calcul pentru calculatorul electronic, bazat pe rezolvarea relaţiilor 3.6—3.12.

Programul de calcul prevede:

— Depistarea punctelor unde ecartamentul depăşeste valoarea limitei admise şi eliminarea acestor puncte din calculul parametrilor (η_1, η_2, b_1, b_2).

— Cu cel puţin jumătate din numărul de puncte care îndeplinesc condiţia de mai sus, se calculează parametrii (η, b) şi în funcţie de acestea abaterile v_{1i} şi v_{2i}, pentru toate punctele determinate.

Se analizează aceste abateri şi se elimină punctele care nu îndeplinesc condiţia

$$v_i \leqslant v_{lim} \text{ sau } v_i \leqslant v_{lim} + \Delta v_{lim} \leqslant v_{max}. \tag{4.1}$$

— Se recalculează parametrii (η, b) pentru şirul de valori neeliminate şi se reia analiza valorillor.

— Se calculează parametrii ξ_1, ξ_2 şi η şi cu ajutorul lor abaterile finale v'_{1i}, v'_{2i} şi Δe:

$$v'_{1i} = a_{1i} - \xi_1 - \eta y_i; \qquad v'_{2i} = a_{2i} - \xi_2 - \eta y_i; \qquad \Delta e_i = v_{2i} - v_{1i}. \tag{4.2}$$

Pentru uşurarea interpetării, calculatorul tipăreşte valorile v_i, v'_i şi Δe şi reprezintă grafic poziţia liniei în plan.

CONCLUZII

Metoda preconizată prezintă avantaje evidente îndeosebi cînd sînt îndeplinite condiţiile de aplicare a relaţiilor (2.1′ resp. 2.2′) Domeniul de aplicare al acestor relaţii rezultă din condiţia:

$$(\alpha_i + \beta) \leqslant \frac{\varepsilon}{D_i} \tag{5.1}$$

ε reprezintă eroarea de calcul admisă.

Condiţia (5.1) se poate îndeplini prin staţionarea cu teodolitul pe axa sau muchia şinei căii de rulare. In această situaţie se crează condiţii foarte bune pentru măsurarea directă a distanţei D_i. Influenţa erorilor comise la măsurarea distanţei asupra erorii de determinare a abaterii (ε_a) este neglijabilă, aceasta depinzînd numai de precizia cu care se determină unghiurile:

$$\varepsilon_a = \pm D_i . \varepsilon\alpha_i. \tag{5.2}$$

Prin intermediul relaţiei (5.2) se poate conclude asupra metodei de măsurare a unghiurilor. O atenţie deosebită în această analiză, trebuie acordată erorii de viză şi în consecinţă semnalizării punctelor.

BIBLIOGRAFIE

1. Drake, J., Erfahrungen bei der Aufnahme von Kranabahnen in Werkhallen Vermessungs- technik 1/1957.
2. Drake, J., Genauigkeit von Kranbahnmontagen. Vermessungstechnik 1/1965.
3. Kindlein, G., Ein Beitrag zur Überprüfung eines Laufkranes. Vermessungstechnik 2/1963.

TOPOGRAPHISCHE VERFAHREN ZUR PRÜFUNG DER KRANBAHNENGEOMETRIE

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit wird ein Prüfverfahren der Geometrie der Kranbahnen mittels geodätischer Methoden dargelegt. Durch eine korekte Messdatenverarbeitung hat man die Qualitätsparameter der Geometrie zum Ausdruck gebracht und die Verbesserungszonen angezeigt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 20 (34) Fascicola 1 – 1975

CALCULUL ÎN FORMULARE MATRICEALĂ AL ARCELOR STATIC NEDETERMINATE

DE

M. IVAN

1. INTRODUCERE

Odată cu apariţia calculatoarelor electronice a devenit posibilă utilizarea algebrei matriceale la calculul structurilor şi în general în mecanica mediilor continue. Metodele matriceale de calcul sînt foarte indicate pentru utilizarea calculatoarelor, deoarece calculatoarele numerice moderne sînt bine echipate pentru a rezolva operaţii din algebra matriceală. Utilizarea calculatoarelor la calculul structurilor are avantajul că oferă o mare rapiditate calculelor, se înlătură o serie de ipoteze simplificatoare şi asigură un grad înalt de exactitate al rezultatelor.

In lucrare se prezintă calculul în formulare matriceală al arcelor static nedeterminate, ceea ce permite utilizarea calculatorului electronic în toate etapele de calcul.

2. CALCULUL NECUNOSCUTELOR STATIC NEDETERMINATE

Pentru calculul în formulare matriceală al arcelor static nedeterminate se înlocuieşte axa curbă cu un poligon înscris (ansamblu de elemente finite), fig. 1*c*. Pe lungimea unui element finit, secţiunea se consideră constantă şi egală cu secţiunea din centrul de greutate al elementului sau cu semisuma secţiunilor de la extremităţile elementului finit. Elementele finite se aleg cu lungimea egală după axa arcului sau cu proiecţiile pe orizontală egale.

Forţele distribuite se înlocuiesc cu forţe concentrate aplicate în vîrfurile poligonului (fig. 1*c*). Structura de bază cu necunoscutele static nedeterminate este desenată în fig. 1*b* şi s-a ales în aşa fel ca determinarea eforturilor din necunoscutele unitare şi din forţele exterioare să fie cît mai simple.

Astfel:

$$m_1=-y_i;\qquad m_2=x_i;\qquad m_3=1;\qquad n_1=-\cos\alpha_i;\qquad n_2=-\sin\alpha_i;\qquad n_3=0 \quad (1a-f)$$

unde x_i, y_i reprezintă coordonatele vîrfurilor poligonului, iar α_i unghiul format de latura poligonului cu orizontala. Condiţia de compatibilitate pentru calculul necunoscutelor static nedeterminate are forma:

$$[F_{xx}]\{X\}+[F_{xp}]\{P\}=\{0\} \qquad (2)$$

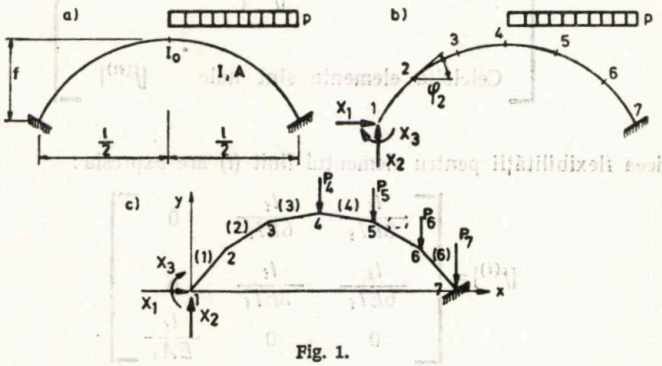


Fig. 1.

în care:

$[F_{xx}]$ — matricea flexibilității structurii de bază ale cărei elemente reprezintă deplasările după direcțiile necunoscutelor $\{X\}$ produse de aplicarea pe structura de bază a necunoscutelor $\{X\}$ unitare;

$\{X\}$ — vectorul forțelor de legătură exteriorizate prin transformarea structurilor static nedeterminate în structură de bază static determinată;

$[F_{xP}]$ — este o matrice de influență ale cărei elemente reprezintă deplasările pe direcțiile necunoscutelor $\{X\}$ produse de aplicarea pe structura de bază a forțelor $\{P\}$ unitare;

$\{P\}$ — vectorul forțelor echivalente aplicate pe structura de bază.

Matricea flexibilității structurii de bază $[F_{xx}]$ se determină din ecuația matriceală [2]:

$$[F_{xx}] = [b_x]^T [\bar{f}] [b_x] \tag{3}$$

unde s au folosit următoarele relații:

$[b_x]$ — matricea forțelor nodale de la extremitățile elementelor finite, produse de aplicarea succesivă pe structura de bază a necunoscutelor unitare;

$$[b_x] = \begin{array}{c} \\ m_1 \\ m_2 \\ n_{(1)} \\ m_i \\ m_{i+1} \\ n_{(i)} \end{array} \begin{array}{c} \begin{array}{ccc} X_1=1 & X_2=1 & X_3=1 \quad .. \end{array} \\ \begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} & m_{13} & .. \\ m_{21} & m_{22} & m_{23} & .. \\ n_{11} & n_{12} & n_{13} & .. \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ m_{i1} & m_{i2} & m_{i3} & .. \\ m_{i+1,1} & m_{i+1,2} & m_{i+1,3} & .. \\ n_{i1} & n_{i2} & n_{i3} & .. \end{bmatrix} \end{array} \tag{4}$$

$[\bar{f}]$ — matricea diagonală a flexibilității elementelor finite nelegate și conține matricele de flexibilitate ale tuturor elementelor finite luînd în considerare influența momentului încovoietor și a forței axiale.

$$[\bar{f}] = \begin{bmatrix} [f^{(1)}] & & & \text{Celelalte elemente sînt nule} \\ & [f^{(2)}] & & \\ & & \ddots & \\ & & [f^{(i)}] & \\ & & & \ddots \\ \text{Celelalte elemente sînt nule} & & & [f^{(n)}] \end{bmatrix} \tag{5}$$

în care matricea flexibilității pentru elementul finit (i) are expresia:

$$[f^{(i)}] = \begin{bmatrix} \frac{l_i}{3EI_i} & \frac{l_i}{6EI_i} & 0 \\ \frac{l_i}{6EI_i} & \frac{l_i}{3EI_i} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{l_i}{EA_i} \end{bmatrix} \tag{6}$$

Produsul matricelor din expresia (3) se mai poate scrie şi astfel:

$$[F_{xx}] = \sum_{i=1}^{n} [b_x^{(i)}]^T [f^{(i)}] [b_x^{(i)}] \tag{7}$$

în care $[b_x^{(i)}]$ şi $[f^{(i)}]$ se referă la elementul finit (i).

Deplasările după direcţiile necunoscutelor $\{X\}$ produse de aplicarea pe structura de bază a forţelor echivalente $\{P\}$ se calculează din ecuaţia matriceală [1], [2]:

$$[F_{xp}] = [b_x]^T [\bar{f}] [b_p] \tag{8}$$

în care $[b_p]$ conţine momentele încovoietoare de la extremităţile elementelor finite şi forţele axiale de pe fiecare element finit produse de aplicarea succesivă pe structura de bază a forţelor echivalente unitare.

Matricea $[F_{xp}]$ se mai poate calcula şi din ecuaţia:

$$[F_{xp}] = \sum_{i=1}^{n} [b_x^{(i)}]^T [f^{(i)}] [b_p^{(i)}] \tag{9}$$

în care notaţia (i) se referă la elementul finit (i).

Necunoscutele static nedeterminate se calculează din ecuaţia (2) şi au expresia:

$$\{X\} = -[F_{xx}]^{-1} [F_{xp}] \{P\} \tag{10}$$

unde $[F_{xx}]^{-1}$ este inversa matricei de flexibilitate a structurii de bază.

3. DETERMINAREA EFORTURILOR FINALE IN ARC

După stabilirea necunoscutelor static nedeterminate $\{X\}$ se calculează forţele nodale de la extremităţile elementelor finite din relaţia:

$$\{S_p\} = [b'_p] \{P\} + [b'_x] \{X\} \tag{11}$$

Elementele matricei $[b'_x)]$ reprezintă eforturile în arc din necunoscutele unitare, aplicate pe structura de bază static determinată reală (nu structura de bază poligonală), iar elementele matrice $[b'_p]$ reprezintă eforturile de la extremităţile elementelor finite produse de aplicarea pe structura de bază a forţelor unitare cu distribuţia reală. Cu forţele nodale cunoscute se trasează diagramele de eforturi finale pe lungimea arcului.

4. CONCLUZII

Calculul în formulare matriceală al arcelor static nedeterminate are următoarele avantaje:

- folosirea calculatoarelor numerice în toate etapele de calcul;
- calculul rapid al eforturilor în arcele static nedeterminate din forţe exterioare care variază după legi complicate;
- idem pentru arcele cu legi de variaţie complicate pentru momentul de inerţie şi forma axei arcului;
- permite determinarea directă a eforturilor în arc pentru diferite ipoteze de încărcare;
- introducerea comodă în calcul a interacţiunii arcului cu fundaţia şi eventual mediul înconjurător în cazul arcelor îngropate.

BIBLIOGRAFIE

1. Ch. Massonnet ş.a., *Calculul structurilor la calculatoarele electronice*, Editura Tehnică, Bucureşti, 1974. Traducere din limba franceză.
2. M. Ivan, Consideraţii privind utilizarea metodei elementelor finite la calculul structurilor, plane cu noduri rigide şi articulate, Buletin I.P.T. — Seria Construcţii, Fasc. 1/1974, Tom 19 (33), pag. 55.
3. J. S. Przemieniecki, *Theory of matrix structural analysis*. Mc Graw-Hill Book Company. New York. 1968.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 20 (34) Fascicola 1 – 1975

ELEMENTE DE CALCUL PENTRU BARE CU PEREŢI SUBŢIRI CU PROFIL DESCHIS SOLICITATE AXIAL

DE
D. MATEESCU, E. CUTEANU, M. ARDELEANU

1. INTRODUCERE

Studiile teoretice şi experimentale efectuate în ţară şi străinătate privitor la comportarea barelor cu pereţi subţiri formate la rece s-au concretizat în instructiunile [1]. Cercetările [2] şi [3] efectuate cu scopul îmbunătăţirii instrucţiunilor [1], privitor la verificarea barelor la flambajul prin încovoiere-răsucire, se rezumă la cazuri particulare de rezemare. Lucrarea [4] dă o rezolvare problemei flambajului prin încovoiere-răsucire a barelor ideale cu secţiuni monosimetrice simplu conexe, comprimate centric în ipoteza unor rezemări elastice la extremităţi. Cu forţele critice obţinute se pot stabili coeficienţi de zveltete transformaţi necesari în alegerea coeficientului de flambaj minim.

Pe structura aleasă ca exemplu, se prezintă cantitativ aspecte legate de flambajul prin încovoiere-răsucire al barelor comprimate centric.

2. DEFINIREA MECANICĂ A PROBLEMEI

Pentru o bară ideală cu secţiune transversală monosimetrică, constantă, fenomenul flambajului prin încovoiere-răsucire este guvernat de sistemul de ecuaţii diferenţiale [5], [6] scris adimensional:

$$\begin{cases} \tilde{u}^{IV} + \tilde{u}'' n - g_3 n \varphi'' = 0 \\ \varphi^{IV} - \left(g_1 - \dfrac{n}{g_2}\right)\varphi'' - n\dfrac{g_3}{g_2}\tilde{u}'' = 0. \end{cases} \tag{1–2}$$

S-a propus o rezemare elastică a barei la ambele extremităţi atît din punctul de vedere al deformaţiilor specifice încovoierii cît şi al răsucirii barei. Aceste rezemări exprimă diferitele rigidităţi, pe care le are structura, din care face parte bara în dreptul secţiunilor de capăt. De asemenea s-a avut în vedere situaţia mai generală cînd legăturile elastice nu sînt aplicate în dreptul centrului de răsucire.

Explicarea rigidităţilor şi transcrierea lor adimensională se dă în detaliu în [4].

3. PROCEDEUL DE CALCUL

Sistemul de ecuaţii (1–2) s-a substituit cu un sistem echivalent de ecuaţii de ordinul întîi care s-a integrat cu metoda RUNGE–KUTTA–GILL tratînd problema de stabilitate nu ca o problemă cu condiţii marginale (la limită) ci ca o problemă cu valori iniţiale. Cazurile de rezemare considerate sînt prezentate în tabelele 4 şi 5 din [7].

4. MODUL DE ALCĂTUIRE ŞI STRUCTURA PROGRAMULUI COMP 1

Programul de calcul automat oferă posibilitatea de a calcula parametrul critic n_{cr} pentru cazurile de rezemare prezentate în tabelele din [7]. Descrierea detaliată a programului COMP 1 este făcură în lucrarea menţionată mai sus. In figura 1 se dă o schemă bloc a programului.

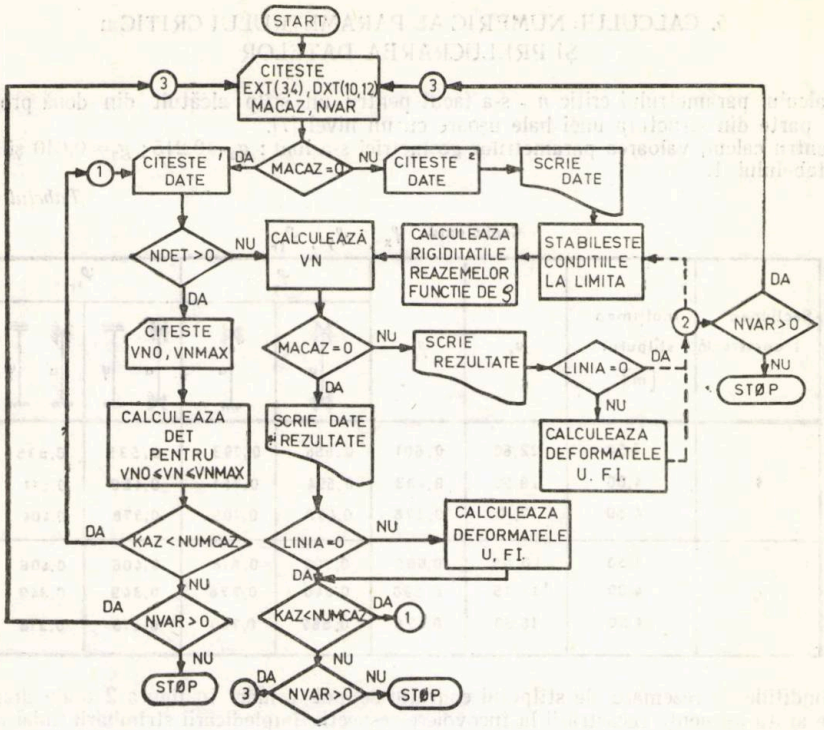

START
CITESTE EXT(3,4), DXT(10,12) MACAZ, NVAR
CITESTE DATE
MACAZ=0
CITESTE DATE
SCRIE DATE
NDET>0
CALCULEAZĂ VN
CALCULEAZA RIGIDITATILE REAZEMELOR FUNCTIE DE ϕ
STABILESTE CONDITIILE LA LIMITA
NVAR>0
STØP
CITESTE VN0, VNMAX
MACAZ=0
SCRIE REZULTATE
LINIA=0
CALCULEAZA DEFORMATELE U, FI.
CALCULEAZA DET PENTRU VN0≤VN≤VNMAX
SCRIE DATE ȘI REZULTATE
KAZ<NUMCAZ
LINIA=0
CALCULEAZA DEFORMATELE U, FI.
NVAR>0
KAZ<NUMCAZ
NVAR>0
STØP
DA
NU

Fig. 1.

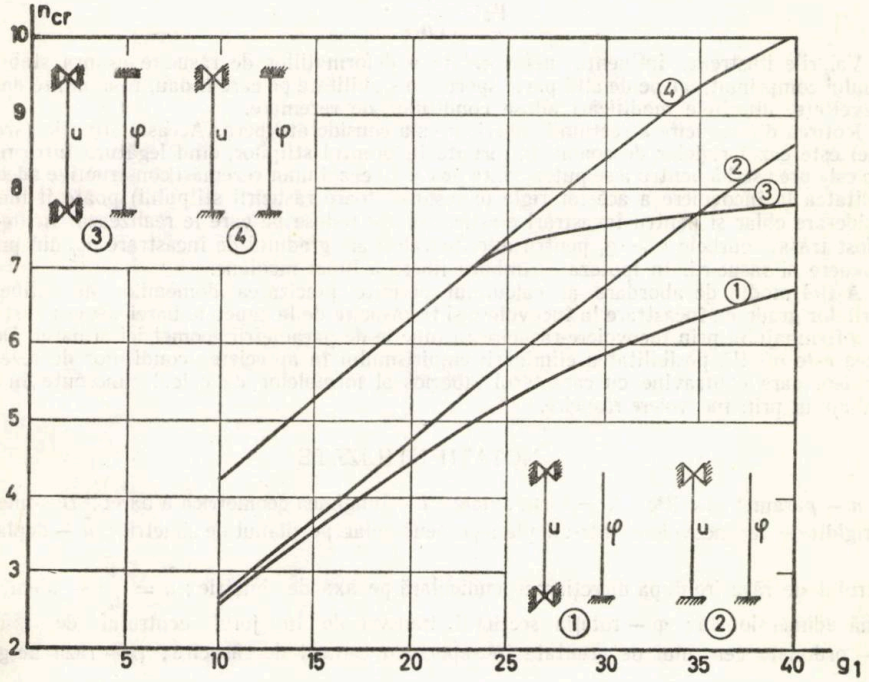

n_{cr}
10
9
8
7
6
5
4
3
2
5
10
15
20
25
30
35
40
g_1
u
φ
1
2
3
4

Fig. 2.

5. CALCULUL NUMERIC AL PARAMETRULUI CRITIC n ŞI PRELUCRAREA DATELOR

Calculul parametrului critic n_{cr} s-a făcut pentru un stîlp alcătuit din două profile ⊏, făcînd parte din structura unei hale uşoare cu un nivel [7].

Pentru calcul, valoarea parametrilor geometrici s-a luat: $g_2=0{,}215$; $g_3=0{,}640$ şi g_1 conform tabelului 1.

Tabelul I

Coeficienţii φ_x, φ_y, φ_{tr}

Secţiunea transversală	Înălţimea stîlpului [m]	g_1	φ_x	φ_y		φ_{tr}	
				u / u	u	u / φ	u / φ
1	3,50	22,60	0,601	0,666	0,793	0,535	0,535
	4,00	29,50	0,483	0,594	0,751	0,460	0,511
	4,50	37,10	0,378	0,483	0,709	0,378	0,404
2	3,50	10,05	0,665	0,700	0,818	0,406	0,406
	4,00	13,05	0,590	0,640	0,778	0,349	0,349
	4,50	16,50	0,476	0,567	0,740	0,318	0,318

Condiţiile de rezemare ale stîlpului cadrului se pot urmări în figura 2 unde diagramele trasate arată influenţa încastrării la încovoiere respectiv împiedicării strîmbării liniei mediane asupra valorii n_{cr}.

In tabelul 1 coeficienţii transformaţi de flambaj au rezultat folosind relaţia:

$$\mu_t=\frac{\pi}{\sqrt{n_{cr}}}\cdot \tag{3}$$

Valorile ilustrează influenţa nefavorabilă a deformaţiilor de răsucire asupra stabilităţii stîlpului comprimat, iar pe de altă parte sporul de stabilitate pe care îl dau, în anumite domenii de zvelteţe, diferitele modificări aduse condiţiilor de rezemare.

Rotirea din răsucire a secţiunii superioare s-a considerat liberă. Această situaţie (acoperitoare) este cazul riglelor de coamă întrerupte în dreptul stîlpilor, cînd legătura între riglă şi stîlp este prea slabă pentru a se putea conta pe ea. In cazul unor rezemări constructive adecvate, rigiditatea la încovoiere a acestor rigle (corespunzătoare răsucirii stîlpului) poate fi luată în considerare chiar şi pentru încastrări elastice relativ reduse pe care le realizează. In figura 3 au fost trasate curbele $n_{cr}-g_1$ pentru diferite valori ale gradului de încastrare $\rho_{\mathcal{H}}$ din punctul de vedere al răsucirii, în ipoteza strîmbării libere a liniei mediane.

Astfel modul de abordare al calculului permite precizarea domeniilor de influenţă a diferitelor grade de încastrare la încovoiere şi la răsucire de la capetele barei asupra forţei critice a flambajului prin încovoiere-răsucire în funcţie de parametrii geometrici ai barei. De asemenea este oferită posibilitatea eliminării empirismului în aprecierea condiţiilor de rezemare, empirism care contravine cu caracterul laborios al formulelor de calcul cunoscute în cazul flambajului prin încovoiere-răsucire.

NOTAŢII UTILIZATE

n — parametrul critic; N — forţa axială; l — lungimea geometrică a barei; B — modulul de rigiditate la încovoiere într-un plan perpendicular pe planul de simetrie; $\bar{u}$ — deplasarea centrului de răsucire după direcţia perpendiculară pe axa de simetrie; $\tilde{u}=\frac{\bar{u}}{i_c}$ — idem sub formă adimensională; φ — rotaţia secţiunii transversale în jurul centrului de răsucire; $\bar{y}_G$ — ordonata centrului de greutate în raport cu centrul de răsucire; i_c — raza de giraţie

polară a secțiunii transversale în raport cu centrul de răsucire; C — modulul de rigiditate la răsucire liberă; C_ω — modulul de rigiditate la răsucire împiedicată; $g_1 = \frac{Cl^2}{C_\omega}$ — parame-

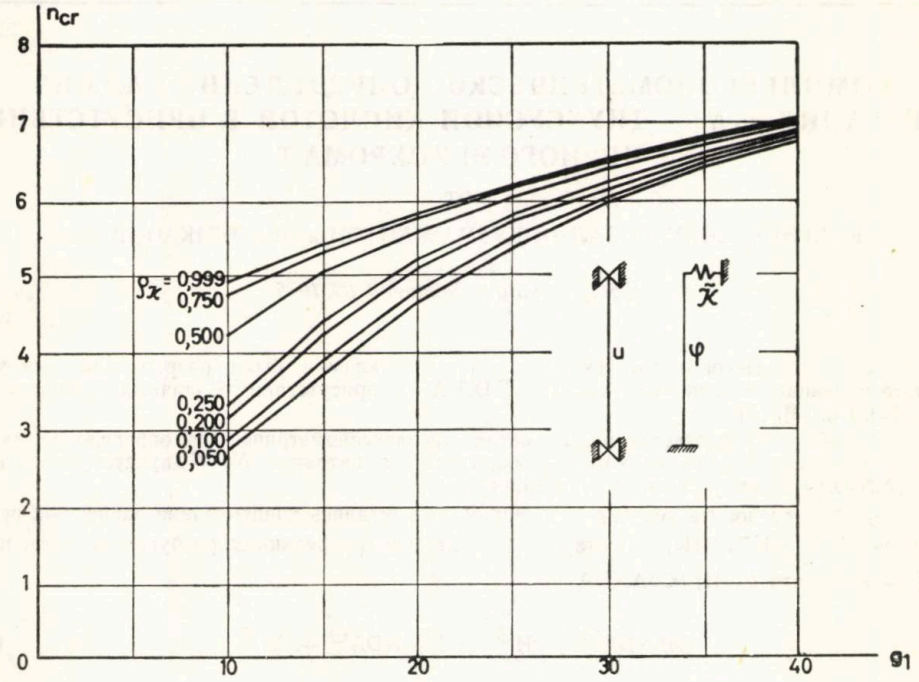


Fig. 3.

trul geometric; $g_2 = \frac{C_a}{Bi_c^2}$ — parametrul geometric; $g_3 = \frac{\bar{y}_G}{i_c}$ — parametrul geometric;

$\rho_{\mathfrak{K}}$ — grad de încastrare la rotirea secțiunii din răsucire; $\tilde{\mathfrak{K}}$ — rigiditatea adimensională a reazemului din punctul de vedere al rotirii secțiunii din răsucire (vezi [4] sau [7]).

BIBLIOGRAFIE

1. * * *, Instrucțiuni tehnice pentru proiectarea construcțiilor metalice din profile cu pereți subțiri. Indicativ P. 54—69.
2. * * *, Calculul elementelor și structurilor formate din bare realizate din profile cu pereți subțiri; studii și cercetări de laborator. Poz. plan. B. VII. 3/70. Constr. 74/13. 10. 70.
3. N. Bălu ț, V. Gioncu. Calculul la flambaj prin încovoiere-răsucire al barelor cu pereți subțiri solicitate la compresiune cu încovoiere. Seria „Construcții metalice" — 9. Studii și cercetări INCERC nr. 7 — București, 1971.
4. E. Cuteanu, *Influența parametrilor de rezemare asupra stabilității barelor cu pere;i subțiri comprimate centric.* 1973. Teză de doctorat.
5. V. Z. Vlasov, *Tonkostenniie uprughie sterjni.* Fizmatghiz. Moscova, 1959.
6. C. F. Kollbrunner, M. Meister, *Knicken, Biegedrillknicken, Kippen* Springer Verlag, Berlin, 1961.
7. * * * , Construcții ușoare de oțel 5. b; elemente de calcul pt. bare solicitate axial. Contract nr. 8698/12. 06. 1973.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 20 (34) Fascicola 1 – 1975

КОМПЛЕКСОНОМЕТРИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ КАДМИЯ АНТРАНИЛ *N, N* — ДИУКСУСНОЙ КИСЛОТОЙ В ПРИСУТСТВИИ ЧЕРНОГО ЭРИОХРОМА Т

от

К. ДРЭГУЛЕСКУ, РОЗАЛИЯ КУЗМАН-АНТОН и ВЕРОНИКА КИРИАК

Поступлено в редакцию 3. 03. 1975

Для комплексонометрического определения кадмия были разработаны методы употребляющие в качестве реагента E.D.T.A, в присутствии различных индикаторов [1], [2], [3], [4], [5].

В работе предлогается новый метод комплексонометрического определения кадмия, используя в качестве комплексообразователя антранил *N, N*-диуксусную кислоту (A.N.D.A) в присутствии черного эриохрома Т.

Чтобы установить условия титрования, рассчитались концентрации зависимых реагентов (H^+, OH^-, NH_3), участвующих в следующих реакциях разрушения антранил N, N-диацетато Cd(II) ($CdANDA^{\ominus}$)

$$CdANDA^{\ominus} + 2H^{\oplus} \rightleftarrows H_2ANDA^{\ominus} + Cd^{2\oplus} \quad (1)$$

$$CdANDA^{\ominus} + 2OH^{\ominus} \rightleftarrows ANDA^{3\ominus} + Cd(OH)_2 \quad (2)$$

$$CdANDA^{\ominus} + 4NH_3 \rightleftarrows ANDA^{3\ominus} + Cd(NH_3)_4^{2\oplus}, \quad (3)$$

Применяя к этим реакциям формулы реакций замещения реагентом неучаствующем в других равновесиях [6], [7], которые в этом случае имеют вид :

$$[H^+] = \sqrt{\frac{K_{CdANDA^{\ominus}} \cdot C_0 \cdot \beta^2}{K_{H_2ANDA^{\ominus}} \cdot (1-\beta)}}; \quad [OH^-] = \sqrt{\frac{K_{CdANDA^{\ominus}} \cdot C_0 \cdot \beta^2}{K_{Cd(OH)_2} \cdot (1-\beta)}};$$

$$[NH_3] = \sqrt[4]{\frac{K_{CdANDA^{\ominus}} \cdot C_0 \cdot \beta^2}{K_{Cd(NH_3)_4^{2\oplus}} \cdot (1-\beta)}}$$

и принимая процент разрушения (β) $CdANDA^{\ominus}$ от 0,1% до 99,9%, получаются данные приведенные в таблицах 1, 2, 3,. Для расчёта применялись следующие значения постоянных : $K_{CdANDA^{\ominus}} = 10^{7,44}$ [8], $K_{H_2ANDA^{\ominus}} = 10^{10,728}$ [9], $K_{Cd(OH)_2} = 10^{13,92}$ и $K_{Cd(NH_3)_4^{2\oplus}} = 10^{6,56}$.

Таблица 1.

$[H^+]$ при стойхиометрическом равновесии реакции (1)

Co	β			
	10^{-3}	10^{-2}	0,99	0,999
10^{-2}	$10^{-5,644}$	$10^{-4,644}$	$10^{-1,648}$	$10^{-1,144}$
10^{-3}	$10^{-6,144}$	$10^{-5,144}$	$10^{-3,148}$	$10^{-1,644}$
$5\cdot10^{-4}$	$10^{-6,294}$	$10^{-5,294}$	$10^{-2,298}$	$10^{-1,790}$

Таблица 2.

$[OH^-]$ при стойхиометрическом равновесии реакции (2)

Co	β			
	10^{-3}	10^{-2}	0,99	0,999
10^{-2}	$10^{-7,28}$	$10^{-6,28}$	$10^{-3,244}$	$10^{-2,74}$
10^{-3}	$10^{-7,78}$	$10^{-6,74}$	$10^{-3,744}$	$10^{-3,24}$
$5\cdot10^{-4}$	$10^{-7,89}$	$10^{-6,89}$	$10^{-3,894}$	$10^{-3,39}$

Таблица 3.

$[NH_3]$ при стойхиометрическом равновесии реакции (3)

Co	β			
	10^{-3}	10^{-2}	0,99	0,999
10^{-2}	$10^{-1,78}$	$10^{-1,28}$	$10^{+0,22}$	$10^{+0,47}$
10^{-3}	$10^{-2,03}$	$10^{-1,53}$	$10^{-0,03}$	$10^{+0,22}$
$5\cdot10^{-4}$	$10^{-2,105}$	$10^{-1,605}$	$10^{-0,105}$	$10^{+0,145}$

Из приведенных данных в таблицах 1, 2, 3, вытекает следующее :

$CdANDA^{\ominus}$ начинает разрушаться под действием твёрдой кислоты при $pH \leqslant 1$.

— Под действием твёрдых оснований комплексонат разрушается в отношении 1‰ при $pH \sim 6$ и практически вполне при $pH \geqslant 11$.

— Свободный аммияк, $[NH_3]$, влияет на стабильность $CdANDA^{\ominus}$ следующим образом : при концентрации около $10^{-3}M$ разрушение комплексоната меньше 1‰ и оно практически полное когда $[NH_3]=0,945$ M.

На основе представленных данных, установились условия титрования кадмия.

Область pH-а, в которой кадмий можно определить наименшими ошибками, является от pH=7 до pH=7,5. Для сохранения pH-а между етими пределами использовался буфферный раствор NH_3/NH_4Cl, добавляя его в небольших количествах (1—3 мл . При эквивалентности, если нужно, pH исправляется.

В установленных нами условиях, определение кадмия с ANDA можно проводить с большой точностью, в пределах концентрации от 4 до 40 мг. Вне этой обдасти ошибки повышаются, что видно в таблице 4. Наилучшие результаты получаются при количествах 10—14 мг.

Таблица 4.

Результаты титрования кадмия с ANDA, в присутствии черного эриохрома Т.

	Выбрано мг	Найдено мг	Ошибка %		Выбрано мг	Найдено мг	Ошибка %
1	40,572	40,156	−1,02	19	13,150	13,1709	+0,16
2	40,572	40,263	−0,76	20	13,150	13,193	+0,32
3	33,810	33,795	−0,04	21	13,150	13,193	+0,32
4	33,810	33,957	+0,43	22	10,520	10,500	−0,19
5	33,810	33,957	+0,43	23	10,520	10,555	+0,33
6	27,048	27,166	+0,43	24	10,520	10,555	+0,33
7	27,048	27,166	+0,43	25	6,762	6,738	−0,35
8	27,048	27,166	+0,43	26	6,762	6,764	+0,03
9	20,286	20,186	−0,49	27	6,762	6,791	+0,42
10	20,286	20,186	−0,49	28	6,762	6,791	+0,42
11	20,286	20,213	−0,35	29	4,057	4,053	−0,09
12	13,524	13,514	−0,07	30	4,057	4,075	+0,44
13	13,524	13,570	+0,34	31	4,057	4,075	+0,44
14	13,524	13,570	+0,34	32	1,3524	1,3637	+0,84
15	13,524	13,529	+0,03	33	1,3524	1,3690	+1,22
16	13,524	13,550	+0,19	34	1,3524	1,3690	+1,22
17	13,524	13,556	+0,23	35	1,315	1,325	+0,76
18	13,150	13,1709	+0,16	36	1,315	1,335	+1,52

Статическая переработка данных таблицы 4, дает параметры Стюдента : $t_a = 0{,}287$ и $t_b = 0{,}39$, удовлетворяющие условие $t \ll t_{B,\,H-2}$ ($B = 90\%$, $H = 10$, $t_{90,8} = 1{,}86$) [10], [11]

Из этой статической переработки следует, что метод не имеет систематическую ошибку и он точен.

Присутствие анионов : Cl^-, Br^-, I^-, CO_3^{2-}, SO_4^{2-}, SO_3^{2-}, $S_2O_3^{2-}$, SCN^-, NO_3^-, ацетат, оксалат и тартрат, как и катионов алькалинных металов не мешает определению кадмия, но титрование не возможно осуществлять в присутствии $Fe(CN)_6^{3-}$, $Fe(CN)_6^{4-}$ и остальных катионов.

Наши попытки определять кадмий в присутствии Cu^{2+}, Ni^{2+}, Co^{2+}, Hg^{2+} и Ag^+ комплексированием цианидным ионом и селективным декомплексированием кадмия формальдегидом, не привели нас к согласованным результатам.

ЛИТЕРАТУРА

1. Belcher, R., Nutten, A. J., Stephen, W. I., J Chem. Soc., *1951*, 1520.
2. Bovalini, E., Casini, A., Ann. Chim. (Rome). *43*, 287 (1953).
3. Flaschka, H., Mikrochemie, *39*, 38 (1952).
4. Malat, M., Suk, V., Jeničkova A., Chem. listy, *48*, 663 (1954).
5. Cheng K. L., Bray R. H., Anal. Chem., *27*, 762 (1955).
6. Liteanu C., Crişan I., Stud. Univ. Babeş-Bolyai, Chem. *8* (2) 113 (1963).
7. Liteanu C., Crişan I., Stud. Univ. Babeş-Bolyai, Chem. *8* (1), 179 (1963).
8. Uhlig, E., Kranich R., J. Inorg. Nuclear Chem., *29*, 1164 (1967).
9. Schwartzenbach, G., Willi, A., Bach R. O., Helv. Chim. Acta, *30*, 1303 (1947).
10. Jouden W., *Statistical Metods for Chemists*, John-Wiley Sons Inc, N—Y, sec. pr. 40—44 (1955).
11. Ceauşescu D., *Tratarea statistică a datelor chimico-analitice*. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1973.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

NEUE VERWENDUNGEN DES PHENOSAFRANINS ALS CERIMETRISCHER INDIKATOR

VON
C. DRĂGULESCU und MARIA MITRĂNESCU

Eingegangen am 20.01.1975

Wegen seines besonders niedrigen Potentials, 0,252 V bei pH=7, wurde Phenosafranin als Redox-Indikator bei Titrationen mit äusserst starken Reduktionsmitteln verwendet: Cr (II) [1], [2], V (II) [3] und Ti (III) [4], [5]. Wir haben es als Indikator bei Titrationen mit starken Oxydationsmitteln zwecks Ermittlung der Äquivalenz bei der Bestimmung von As(III), Tl(I) und $N_2H_4.H_2SO_4$ mit $KBrO_3$ und KIO_3 sowie von Fe(II) und $K_4[Fe(CN)_6]$ mit $Ce(SO_4)_2.2(NH_4)_2.SO_4$ [6] verwendet.

Im vorliegenden Beitrag wird die Erweiterung des Anwendungsbereiches von Phenosafranin in der Cerimetrie verfolgt, indem die Bedingungen bestimmt werden, unter welchen Phenosafranin als Redox-Indikator bei der Titration von As(III) und Hydrochinon in Schwefelsäurelösungen sowie von Sb(III) in Salzsäurelösungen verwendet werden kann.

In der Fachliteratur werden zahlenmässig wenige Verfahren für die cerimetrische Titration von As(III) in Schwefelsäurelösung und von Sb(III) in Salzsäurelösung, ohne Anwendung von Katalysatoren, angeführt; zwecks Ermittlung der Äquivalenz verwenden diese Verfahren bei der Titration von As(III) in Schwefelsäurelösung Ferroin [7], Nickelphthalocyaninsulfonsäure [8] und 2,2'-Azyno-di-3-äthyl-benzothiazolinsulfonsäure [6], [9] und bei der Titration von Sb(III) Methylorange [10], [11], Metylrot, Methylenblau und Kongorot [10].

Für die cerimetrische Titration von Hydrochinon wurden Metylrot und Diphenylamin [12], Ferroin [13], *p*-Chrysoidin [14], Kristallviolett [15], [16], Erioglaucin [17], Methanylgelb, Astralblau, Xylenblau und Setoglaucin [18], Bruzin [19], Kupfer-phthalocyanintetrasulfonsäure [20] und Nickel-phthalo-cyaninsulfonsäure [21] sowie *N*, *N*-Dimethyl-4-aminobiphenyl [22], Substanzen die im allgemeinen schwer erhältlich sind, empfohlen.

LÖSUNGEN

Die 0,1 N H_3AsO_3 Lösung wurde durch Auflösen entsprechender Mengen von As_2O_3 p.a. in 1 N NaOH erhalten, wobei verdünnt und anschliessend mit H_2SO_4 neutralisiert wurde. Die Konzentration der Lösung wurde aufgrund der Titriersubstanz-Eigenschaft des As_2O_3 bestimmt und durch potentiometrische Titrationen mit $KBrO_3$ [23] – und $Ce(SO_4)_2$-Lösungen [7] nachgeprüft.

Die 0,1 N $SbCl_3$ Lösung wurde durch Auflösen von Sb_2O_3 p.a. in konzentrierter Salzsäure und entsprechender Verdünnung auf 0,1 N für Sb(III) und 2 N für HCl erhalten. Die Konzentration wurde durch potentiometrische Titrationen mit $KBrO_3$ [23] – und $Ce(SO_4)_2$-Lösungen [10] bestimmt.

Die 0,1 N Hydrochinonlösung wurde durch Auflösen besonders reiner Substanz in Wasser mit Zugabe von 1 % H_2SO_4 zwecks Stabilisierung hergestellt und in einem braunen Glasgefäss

aufbewahrt; die Lösung wurde potentiometrisch mit eingestellter $Ce(SO_4)_2$ [12] — und $K_2Cr_2O_7$-Lösung [24] titriert.

Die 0,1 N $Ce(SO_4)_2$ Lösung wurde durch Auflösen von $Ce(SO_4)_2$ in 1 NH_2SO_4 erhalten, filtriert und um ihre Konzentration zu bestimmen wurde sie gegen As_2O_3 [7] potentiometrisch titriert.

Als Indikatorlösung wurde eine 0,2 %-ige wässrige Phenosafraninlösung verwendet.

ARBEITSWEISE

Die zu titrierenden Proben wurden aus den 0,1 N Lösungen der entsprechenden Substanzen genommen, wobei Mengen von 0,030—0,0075 g As, 0,048—0,012 g Sb bzw. 0,054—0,016 g Hydrochinon in Lösungen mit Konzentrationen von 0,013—0 00³ N bei Äquivalenz für Arsen und Antimon und 0,025—0,0075 N für Hydrochinon dosiert wurden.

Vor der Titration wurden die As(III) — und Hydrochinonproben mit H_2SO_4 behandelt so dass die Konzentration der Säure bei Äquivalenz auf 3 N gebracht wurde, was einer Anfangskonzentration der Säure von 3,1—3,3 N für den Fall der Dosierung von Arsen und 3 2—3,8 N für die Titration von Hydrochinon entsprach; bei den Sb(III) Proben wurde HCl entsprechend 4 N bei Äquivalenz hinzugeführt, wodurch die Anfangskonzentration der Säure 4,1—4,6 N betrug.

As(III) wurde in Gegenwart von 3 Tropfen OsO_4 0,01 M titriert.

Alle Bestimmungen wurden bei Zimmertemperatur durchgeführt.

Von der 0,2 %-igen Lösung des Indikators Phenosafranin wurden 3 Tropfen für ein Endvolumen von 60 cm³ beim titrieren von As (III), Sb(III) und ebensoviel für ein Endvolumen von 40 cm³ beim titrieren von Hydrochinon verwendet weil bei der Bestimmung des letzteren eine grössere Indikatorkonzentration wegen der gelben Farbe des sich bildenden Chinons, nötig ist.

Der Farbumschlag bei der Äquivalenz ist in allen Fällen von violett zu rosa.

Parallel durchgeführte potentiometrische Bestimmungen und solche mit Indikator zeigten, dass 0,1 cm³ Indikator Phenosafranin 0,03 cm³ $Ce(SO_4)_2$ 0,1 N beim titrieren von As(III) und Hydrochinon (schwefelsäure Lösung) verbraucht, während bei der Titration von Sb(III) (salzsäure Lösung) der Verbrauch nur 0,02 cm³ beträgt.

Kleine Mengen eines violetten Niederschlages, der sich durch die Reaktion von Sb(V) mit Phenosafranin im Laufe der Titration in der Nähe der Äquivalenz bildet, beeintrachtigt durch nichts die Bestimmung unter den empfohlenen Bedingungen.

Es wird eine gute Genauigkeit der Bestimmungen zwischen −0,18 % und +0,13 % erzielt.

EXPERIMENTELLE ERGEBNISSE

Tabelle 1

Dosierung von Arsen

Titriertes As^{3+} g	Verbrauchtes 0,09244 N $Ce(SO_4)_2$ Volumen* cm³	Bestimmtes As^{3+} g	Fehler %
0,007517	2,17	0,007509	−0,10
0,01127	3,26	0,01128	+0,08
0,01503	4,35	0,01505	+0,13
0,01879	5,43	0,01879	0
0,02255	6,52	0,02256	−0,04
0,02631	7,60	0,02630	−0,03
0,03007	8,69	0,03007	0

* unter Berücksichtigung der Indikatorkorrektur von 0,03 cm³

Tabelle 2

Dosierung von Antimon

Titriertes Sb^{3+} g	Verbrauchtes 0,09244N $Ce(SO_4)_2$ Volumen* cm³	Bestimmtes Sb^{3+} g	Fehler %
0,01206	2,14	0,01204	−0,16
0,01809	3,21	0,01806	−0,16
0,02412	4,29	0,02414	+0,08
0,03015	5,35	0,03010	−0,16
0,03618	6,43	0,03618	0
0,04221	7,50	0,04220	−0,02
0,04825	8,57	0,04822	−0,06

* unter Berücksichtigung der Indikatorkorrektur von 0,02 cm³

Tabelle 3

Dosierung von Hydrochinon

Titriertes Hydrochinon g	Verbrauchtes 0,08102 N $Ce(SO_4)_2$ Volumen* cm^3	Bestimmtes Hydrochinon	Fehler %
0,01640	3,67	0,01637	−0,18
0,02187	4,91	0,02190	+0,13
0,03280	7,36	0,03283	+0,09
0,03827	8,59	0,03831	+0,10
0,04374	9,80	0,04371	−0,06
0,04920	11,04	0,04924	+0,08
0,05467	12,25	0,05464	−0,05

* unter Berücksichtigung der Indikatorkorrektur von 0,03 cm^3

SCHLUSSFOLGERUNGEN

Die experimentellen Ergebnisse zeigen, dass Phenosafranin mit guten Ergebnissen als Indikator bei den cerimetrischen Bestimmungen von As(III), Sb(III) und Hydrochinon verwendet werden kann. Vorteilhaft ist die Tatsache dass der Indikator-Farbumschlag scharf ist, die Titrationen bei Raumtemperaturen durchgeführt sind und für den Fall des Antimons kein Katalysator erforderlich ist.

LITERATURVERZEICHNIS

1. J. P. Tandon und R. C. Mehrotra, Z. analyt. Chem., *158*, 20 (1957).
2. J. P. Tandon und R. C. Mehrotra, Z. analyt. Chem., *187*, 410 (1962).
3. C. M. Ellis und A. I. Vogel, Analyst., *81*, 693 (1956).
4. P. V. Krishna Rao und G. Gopala Rao, Analyt. Chim. Acta, *29*, 82 (1963).
5. H. Holness und G. Cornish, Analyst., *67*, 221 (1942).
6. C. Drăgulescu und M. Mitrănescu, Bul. Ştiinţ. şi Tehnic al Inst. Politeh. Timişoara, *11*, 73 (1966).
7. K. Gleu, Z. analyt. Chem., *95*, 305 (1953).
8. G. Gopala Rao und N. Venkatswara Rao, Z. analyt. Chem., *196*, 102 (1963).
9. H. Lang, H. Honel und H. Hahn, Z. analyt. Chem., *201*, 321 (1964).
10. H. Rathsburg, Ber. deutsch. chem. Ges., *61*, 1663 (1928).
11. N. H. Furman, J. Amer, Chem. Soc., *54*, 4235 (1932).
12. N. H. Furman und J. W. Wallace jr., J. Amer. Chem. Soc., *52*, 1443, (1930).
13. I. M. Kolthoff und T. S. Lee, Ind. Engng. Chem. anal. Edit., *18*, 452 (1940).
14. E. Schulek und P. Rozsa, Magyr Kémiai Folyóirat, *46*, 155 (1940).
15. M. Venkataramaniah und Bh. S. V. Raghgava Rao, Current. Sci., *18*, 450 (1949).
16. T. K. S. Murthy und Bh. S. V. Raghgava Rao, J. Indian Chem. Soc., *27*, 37 (1950).
17. R. B. Whitmoyer, Ind. Engn. Chem., anal. Edit., *6*, 268 (1934).
18. J. Bognár und V. Nádler, Magyar Kémiai Folyóirat, *61*, 372, (1955).
19. T. P. Sastri und G. Gopala Rao, Z. analyt. Chem., *169*, 422 (1959).
20. T. P. Sastri und G. Gopala Rao, Z. analyt. Chem., *163*, 263 (1958).
21. G. Gopala Rao und N. Venkateswara Rao, Z. analyt, Chem., *196*, 102 (1963).
22. M. Matrka und M. Syrová, Collect. Czech. Chem. Commun., *28* (12), 3446 (1963).
23. T. Nakazano und S. Inoko, Sci. Rep. Tohoku, Imp. Univ. Ser. I, *26*, 303 (1937).
24. I. M. Kolthoff, Rec. Trav. Chim. Pays Bas, *45*, 745 (1926).

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

UNTERSUCHUNGEN UBER DEN EINFLUSS DER TEMPERATUR AUF DIE AKTIVITÄT DES BELEBTSCHLAMMES*

VON

V. COCHECI, W. HUSZ

Eingegangen am 10.01.1975

Die am häufigsten verwendeten Anlagen zur biologischen Reinigung von Abwässern, arbeiten mit Belebtschlamm.

Diese Anlagen funktionieren auf grund der Aufzährung der organischen Anteile des Abwassers, einerseits unter Bildung neuer Bakterienzellen, andererseits durch Abbau bis zu Kohlenbioxid und Wasser. Das Entstehen neuer Mikroorganismen führt zu einem ständigen Anwachsen der in der Anlage vorhandenen Schlammenge.

Der Belebtschlamm ist ein Konglomerat, bestehend aus Flocken mit grosser Adsorbtionsfläche gegenüber den im Wasser enthaltenen Substanzen, sowohl den Mikroorganismen als auch den inerten Stoffen. Der Belebtschlamm bildet sich durch Agglomeration der im Wasser vorhandenen Mikroorganismen und besteht aus Mikrobenzellen verschiedener Entwicklungsstufen, aus nicht oxydierten organischen Substanzen so wie auch aus adsorbierten anorganischen Verbindungen. Die Wirksamkeit des Belebtschlammes wird durch die Aktivität der enthaltenen lebenden Mikroorganismen bestimmt. Diese Aktivität wird von mehreren Faktoren beeinflusst, unter welchen folgende als die wichtigsten zu erwähnen sind: Nahrungsmenge, Versorgung mit Sauerstoff, Durchmischung, die physikalisch-chemische Zusammensetzung des Nährmediums, Temperatur, pH-Wert, usw.

Zur Bewertung der biochemischen Aktivität des Belebtschlammes wurde eine Vielzahl von Verfahren vorgeschlagen, die auf physikalisch-chemischen, biochemischen oder biologischen Vorgängen beruhen, [1] die aber in der Mehrzahl sehr aufwendig und manchmal auch subjektiv sind.

Das am häufigsten angewandte Verfahren beruht auf der Bestimmung des Sauerstoffverbrauches beziehungweise der Kohlenbioxydmenge, die aus dem Atmungsvorgang der Bakterienzellen hervorgeht. Die Atmung ist ein allgemeines Kennzeichen der lebenden Materie und stellt ein unmittelbares Mass der biologischen Aktivität dar. Diese Verfahren werden als Atmungsmetoden bezeichnet [2].

Es gibt eine ganze Reihe konstruktiv verschiedener Atmungsgeräte, angefangen mit einem im Jahre 1908 von Adeney [2] beschriebenen Gerät, bis zu den heute am häufigsten verwendeten Atmungsgeräten, nach Warburg, Barcroft und Clark.

Diese Atmungsgeräte weisen mehrere Unzulänglichkeiten auf, als besonders nachteilig zu erwähnen sind: sehr kleines Volumen der verwendeten Abwasserprobe; Messwertanzeige ist Druck- und Temperaturabhängig; umständliches Arbeitsverfahren und kostspielige Apparatur. Gleichzeitig hängt das Erhalten einwanfreier Ergebnisse einigermassen von der Erfahrung und Handfertigket des Experimentators ab.

Zugleich mit dem Erscheinen der ersten Elektroden zur polarographischen Bestimmung des in Wasser gelösten Sauerstoffes [3], wurden mehrere mit grossem Volum arbeitende Atmungsgeräte vorgeschlagen und auch untersucht, die auf der unmittelbaren Anzeige der Sauerstoffkonzentration, vermittels Beil — Silberelektroden, beruhen [3], [4].

Die Wirksamkeit des Belebtschlammes wird sehr von der Temperatur beeinflusst, sowohl bezüglich der Geschwindigkeit der Vorgänge als auch der Qualität des Schlammes [5[, [6]. Der Reinigungsgrad ist lediglich im Bezug auf die Dauer des Prozesses temperaturabhängig, wogegen die benötigte Sauerstoffmenege unmittelbar mit der Temperatur verknüpft ist. Gemäss einigen

* Mitteillung bei der wissenschaftlichen Tagung des Politechnischen Instituts „Traian Vuia", 16–18 Juni 1974.

Forschern, besteht ein linearer Zusammenhang zwischen diesen beiden Parametern [7], demzufolge die bei 10 °C nötige Sauerstoffmenge lediglich 25% der bei 25 °C benötigten Menge ausmacht.

Aus unseren Forschungen geht jedoch hervor dass der Zusammenhang zwischen Temperatur und nötiger Sauerstoffmenge nicht linear ist. Daher ist es von besonderer Wichtigkeit einen quantitativen Ausdruck dieses Zusammenhanges zu erarbeiten, auf grund dessen eine entsprechende Führung der biologischen Wasserreinigung in den verschiedenen Jahreszeiten, bei Temperaturen zwischen 5 und 30 °C, möglich ist. Das nicht beachten einer unterschiedlichen Belüftung in Abhängigkeit von der Temperatur, kann in den Sommermonaten zu anaeroben Verhältnissen und im Winter zu überhöhtem Energieverbrauch führen

In unseren Untersuchungen haben wir den Temperatureinfluss auf die biologische Aktivität verschiedener Arten von Belebtschlamm verfolgt, unter Verwendung eines Atmungsgerätes nach Lamb-Westgarth [4], das zur Sauerstoffmessung das Elektrodenpaar Pb—Ag benützt.

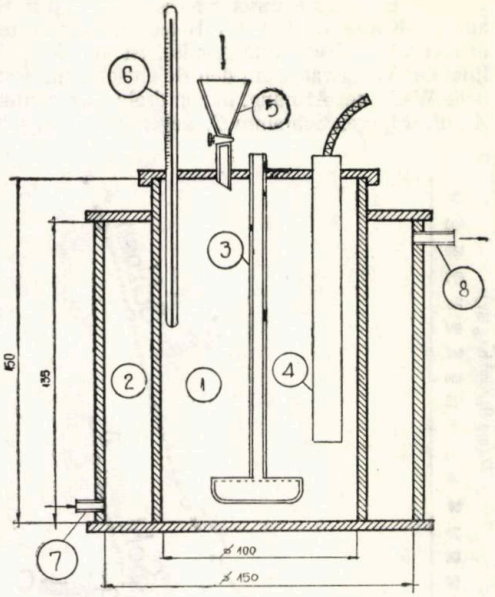


Abb. 1.

Das verwendete Gerät ist in Abbildung 1 dargestellt und besteht aus einer zylindrischen Messzelle (1), mit 1 200 cm³ Nutzinhalt, der mit Hilfe des Thermostatmantels (*2*), bei konstanter Temperatur, verschiedener Werte, gehalten werden kann. Der dicht schliessende Deckel der Messzelle trägt folgende Geräteteile: Belüftungsvorrichtung mit Glasfritte (*3*), Sauerstoffelektrode (*4*), Thermometer (*6*) und Vorrichtung zum Einfüllen der Proben (*5*). Das Gerät wurde aus Plexiglas gebaut und auf einen Magnetrührer, zwecks Durchmischung des Prüfgutes befestigt, Zur Konzentrationsbestimmung des gelösten Sauerstoffes, wurde ein Gerät, Modell 1520, der Firma Electronic Instruments Limited (England), verwendet. Die als Messfühler verwendete Elektrode, Typ 1521, ist mit einem Thermistor, zwecks Temperaturkompensation, ausgestattet. Der Thermostatmantel (*2*) wurde an einen Ultrathermostaten, Typ NBE, angeschlossen.

Dieses Atmungsgerät erlaubt mit Belebtschlamm sehr unterschiedlicher Konzentrationen und mit grossen Volumen zu arbeiten. Gleichfalls, kann mit unmittelbar aus dem Belüftungsbecken entnommenen Proben, gearbeitet werden. Die maximale Betriebstemperatur des Gerätes ist 3 5 °C.

Die Untersuchungen wurden nach folgender Arbeitsweise durchgeführt: die in das Atmungsgerät eingefüllte Probe (1 200 cm³) wurde kontinuierlich belüftet. In gewissen Zeitabständen wurde die Belüftung unterbrochen und mit Hilfe der Elektrode die Sauerstoffkonzentration gemessen. Durch graphische Darstellung der Konzentration als Funktion der Zeit, kann die Geschwindigkeit des Sauerstoffverbrauches, ausgedrükt in $mgO_2/dm^3 \cdot h$ oder $mgO_2/dm^3 \cdot h \cdot 1\,g$ GV, bestimmt werden, wobei GV, die durch den Glühverlust angegebene Konzentration des Belebtschlammes, darstellt.

Bei den vorgenommenen Untersuchungen haben wir 3 Arten von Belebtschlamm verwendet, die sich durch die Herkunft des Abwassers, an das sie akkomodiert wurden, unterscheiden:

Belebtschlamm *A* (Abwasser eines Betriebes für Äthylalkohol); Belebtschlamm *B* (im Laboratorium hergestelltes, Glukose, anionische Detergenzien und anorganische Nährsubstanzen enthaltendes Abwasser [8]; Belebtschlamm *C* (Abwasser einer anorganischen Gerberei).

Der Schlamm wurde an das entsprechende Nährmedium, bei 22 °C und neutralem *p*H-Wert, akkomodiert.

Bei allen Unterschuchungen wurde mit destilliertem Wasser gespülter Schlamm verwendet. Die gleichfalls temperaturabhängige endogene Atmung wurde nicht in Betracht gezogen. Diese hatte einen Wert von ungefähr 4 $mgO_2/dm^3 \cdot h \cdot 1$ g GV.

Die Ergebnisse unserer Messungen sind in Bild 2 dargestellt. Der Wert der Atmung wurde auf die Konzentration des Belebtschlammes bezogen, die durch den Glühverlust GV ausgedrückt wird. Erwartungsgemäss, ist aus dem Verlauf der Kurven ein sehr ausgeprägter Einfluss der Temperatur auf den Belebtschlamm festzustellen. Die Kurven zeigen sehr unterschiedliche Werte der Atmung, in den drei untersuchten Fällen. Die stärkste Aktivität weist Schlamm *A* auf, wogegen Schlamm *C*, wegen der Giftigkeit der Sulfide, die kleinste Aktivität entwickelt.

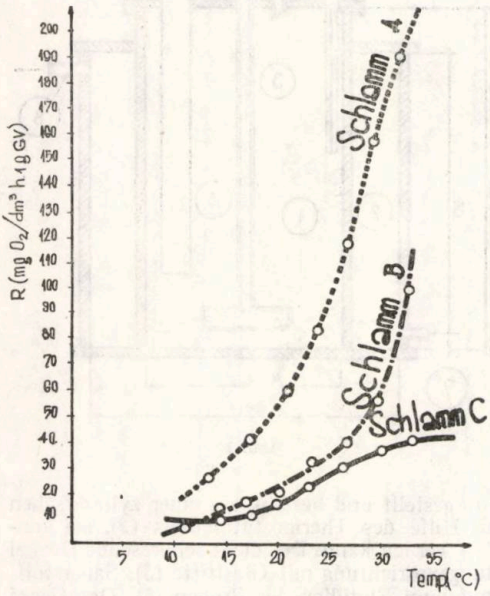


Abb 2.

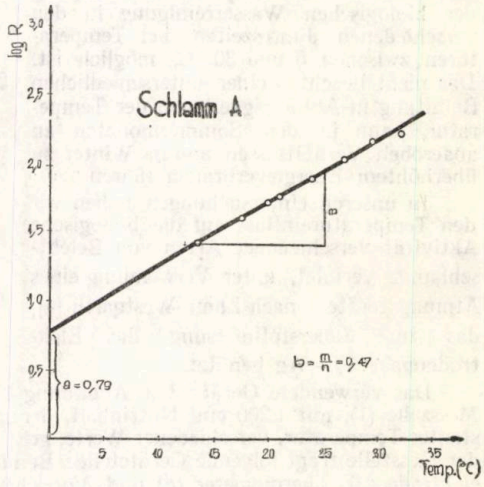


Abb. 3.

Die Temperaturabhängigikeit der mit R bezeichneten Atmung ist nicht linear, sondern besitzt gemäss den erhaltenen Kurven, einen exponentiellen Charakter, entsprechend dem Ausdruck:

$$R = e^{a+bt}. \qquad (1)$$

Diese Form der Temeraturabhängigkeit ist auch aus dem linearen Zusammenhang zwischen dem Logarithmus der Atmung und der Temperatur zu entnehmen. Die erhaltenen Geraden, von denen in Bild 3 jene für Schlamm *A* als Beispiel wiedergegeben ist, entsprechen einer Gleichung der Form:

$$\log R = a + b \cdot t. \qquad (2)$$

Tafel 1

Belebtschlamm	$a = \log R_0$	$\log R_{20}$	b	b_m (Mittelwert)
A	0,79	1,72673	0,0470	
B	0,33	1,33445	0,0450	0,0462
C	0,40	1,23553	0,0467	

Die Werte der Ordinatenschnittpunkte a, stellen den Logarithmus der Atmung bei 0 °C dar, die mit R_0 bezeichnet wird.

In Tafel 1 sind die Werte von a und b, für die drei untersuchten Arten von Belebtschlamm, wiedergegeben.

Wie ersichtlich sind die Werte von a bei den drei untersuchten Schlammarten verschieden, was die schon erwähnte unterschiedliche Aktivität dieser Schlämme wiedergibt.

Im Bezug auf die Steilheit *b*, unterscheiden sich die Geraden jedoch sehr wenig, woraus zu schliessen ist dass der Temperatureinfluss für die drei Arten Belebtschlamm der gleiche ist. Somit kann angenommen werden dass alle Schlammarten, unabhängig vom Nährmedium an das sie akkomodiert wurden, sich identisch gegenüber Temperaturveränderungen verhalten. Diese Fesstellung erlaubt die rechnerische Ermittelung der Atmung bei verschiedenen Temperaturen, ausgehend von dem, bei einer bestimmten Temperatur, bekannten Wert der Atmung und dem Wert des Koeffizienten *b*. Aus unseren Messungen ist für diesen Koeffizient ein Mittelwert von 0,0462 (Tafel 1), hervorgegangen. Somit kann die Gleichung (2) auf folgende Weise geschrieben werden:

$$\log R_t = \log R_0 + 0{,}0462 \cdot t \qquad (3)$$

wobei R_t den Wert der Atmung bei der Temperatur t darstellt.

Zur Verwendung dieser Gleichung muss die Atmung R_0 bekannt sein. Allgemein wird aber die Atmung des Belebtschlammes bei 20 °C bestimmt. Um diesen Messwert für weitere Berechnungen benützen zu können, wird die Gleichung (3) in folgende Form gebracht:

$$\log R_t = \log R_{20} + 0{,}0462\,(t-20) \qquad (4)$$

in der R_{20} den Wert der Atmung bei 20 °C darstellt. Die Werte von log R_{20} für die von uns untersuchten Fälle, sind ebenfalls in Tafel 1 wiedergegeben.

Gleichung (4) erlaubt die Berechnung der Atmung im Temperaturbereich 0–33 °C, vorausgesetzt dass ihr Wert bei 20 °C bekannt ist.

In Tafel 2 sind, für die 3 untersuchten Typen von Belebtschlamm, die mit Gleichung (4) berechneten Werte der Atmung, so wie auch die experimentell erhaltenen Werte (Abb. 2), wiedergegeben.

Tafel 2

Temp. (°C)	Schlammtyp					
	A		*B*		*C*	
	R ($mgO_2/dm^3 \cdot h \cdot lgGV$)		R ($mgO_2/dm^3 \cdot h \cdot lgGV$)		R ($mgO_2/dm^3 \cdot h \cdot lgGV$)	
	gemessen	berechnet	gemessen	berechnet	gemessen	berechnet
1	2	3	4	5	6	7
13	27,0	25,14	9,5	10,27	8,5	8,15
16	34,0	34,83	14,5	14,12	11,0	11,24
20	53,3	53,30	21,5	21,50	17,2	17,20
23	77,5	73,34	29,5	29,73	24,0	23,67
26	108,0	100,90	39,0	40,90	30,0	32,56
30	163,5	154,20	58,0	62,58	37,5	49,84

Wie ersichtlich, besteht eine entsprechende Übereinstimmung zwischen dem berechneten und experimentell erhaltenen Wert der Atmung. Zu den grössten Abweichungen kommt es bei Temperaturen um 30 °C, da die Kurven Wendepunkte besitzen (Abb. 2) und einem Maximum bei 35 °C zustreben [9].

Die Temperaturabhängigkeit der Atmung hat somit nur einen angenähert exponentiellen Charakter.

Die in der vorliegenden Arbeit aufgestellte Gleichung (4) erlaubt mit ausreichender Genauigkeit die Berechnung der Atmung bei verschiedenen Temperaturen (unter 33 °C), ausgehend vom Wert der Atmung bei 20 °C. Diese Gleichung ist von grossem Nutzen, da sie die einfache Berechnung der für die Belüftungsbecken nötigen Sauerstoffmenge, bei verschiedenen Temperaturen erlaubt, auf grund des experimentell bestimmten Wertes der Atmung bei 20 °C. Zu dieser Bestimmung eignet sich das in Bild 1 dargestellte, oder jedwelches andere Atmungsgerät. Gleichung (4) kann auch zur Bestimmung des BSB_5 verwendet werden und zwar zu dessen Berechnung auf grund Messwerten die nicht bei 20 °C erhalten wurden.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Godeanu S., Catană C., Studii de protecţia şi epurarea apelor. ISCH, Bucureşti, 1968, X, p. 225–40.
2. Jenkins D., Waste Treatment, Symposium Publication Dirislon, Pergamon Press, New-York, Oxford, London, Paris, 1960, p. 99–123.
3. Mancy K. H., Westgarth W. C., J.W.P.C.F., 1962, 34, p. 1037.
4. Lamb C. J. şi Westgarth C. W., J.W.P.C.F., 1964, 10 .p 1263.
5. Joung J. C., Clark J. K., Wat. Sewage Wks, 1965, 112, p. 251.
6. Ludzack, F. J., Schaffer R. B., Ettinger M. B., J.W.P.C.F., 1961, 33, p. 141.
7. Takiguchi V., Hakko Kogaku Zosshi, 1968, 46, p. 545.
8. Brebion C., La Tribune de Cebedean, 1966, 18, 266, p. 13.
9. Husmann W., Malz F., Gas und Wasserfach, 1959, 100, p. 183.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

BILDUNGSGLEICHGEWICHTE DER MISCHVERBINDUNGEN Ag_2NH_4 $[Co(CN)]_6$ UND $Ag_2NH_4[Fe(CN)_6]$

VON

P. TRIBUNESCU, ECATERINA MERCA und OTILIA FACSKO

Eingegangen am 6.03.1975

Die Existenz komplexer Anionen vom Typ $K[Fe(CN)_6]^{3-}$ in wässriger Lösung wird von mehreren Autoren erwähnt [1], [2], [3], [4] wobei gezeigt wird dass die Affinität des Anions $[Fe(CN)_6]^{4-}$ für die Alkalimentallkationen [5] in der Reihenfolge:

$$Cs^+ \geqslant Rb^+ \geqslant NH_4^+ \geqslant K^+ \geqslant Na^+ \text{ wächst.}$$

Die komplexen Anionen von obigem Typ kennzeichnen sich durch grosse Werte der Dissoziationskonstanten in wässriger Lösung, doch bei Verwendung von Lösungsmitteln geringerer Polarität und kleineren Dielektrizitätskonstanten neben dem Lösungsmittel Wasser fällt der Dissoziationsgrad der Komplexwerbindung [6]. Ähnliche Schlussfolgerungen ergeben sich auch aus unseren früheren Arbeiten bezüglich einiger Verbindungen mit Anionen diesem Typs [7], [8], [9]; auch die Bildung von Ag—Tl Mischverbindungen mit Hexacyananionen [10], [11] setzt die vorherige Bildung in der Lösung von Anionen des Typs $Tl[Me(CN)_6]^{2-}$ voraus.

Die vorliegende Arbeit enthält die Messergebnisse der Gleichgewichte zwischen Ag^+ und NH_4^+ Kationen und dem $[Co(CN)_6]^{3-}$- bzw. $[Fe(CN)_6]^{3-}$ Anion in einer Wasser-Aceton-Lösung.

Das Gleichgewicht in der Lösung wurde mit Hilfe potentiometrischer und konduktometrischer Titrationen verfolgt wobei Ammoniumsalze der komplexen Anion verwendet wurden, die durch Neutralisation der durch Ionenaustausch aus Kaliumsalzen entstandenen Säuren erhalten wurden.

Das $[Co(CN)_6]^{3-}$-Anion. Die Auswertung der Kurven der potentiometrischen Titrationen führt zur Schlussfolgerung — (Abb. 1) — dass die Titration mit 0,5 N $AgNO_3$, einer 0,5 N $(NH_4)_3[Co(CN)_6]^-$ Lösung in wässrigem Mittel zur Bildung des Silbersalzes — (Kurve *a*) — führt, während dieselben Reaktionspartner in einer 80% Acetonlösung die Mischverbindung $Ag_2NH_4[Co(CN)_6]$ bildnen — (Kurve *b*).

Zu denselben Schlussfolgerungen führt auch die unter denselben Bedingungen durchgeführte konduktometrische Titration — (Abb. 2).

Mit Hilfe der potentiometrischen Titrationen wurden auch die Konzentrationsgrenzen des Acetons sowie der Einfluss der Konzentration des Ammoniumions auf die Entstehungsbedingungen der Mischverbindung untersucht. Die kleinste Acetonkonzentration die bei 0,5 N Lösungen der Reaktionspartner zur Bildung der Mischverbindung notwendig ist, ist 65%, bei kleinerem prozentsatz des Acetons entsteht das Silbersalz. Wenn die Lösung kein Aceton enthält, bildet sich die Mischverbindung nicht einmal aus gesättigten NH_4^+- Lösungen. Ein überschuss von 20 : 1 der NH_4^+- Ionen gegenüber dem $[Co(CN)_6]^{3+}$ — Anion setzt hingegen die Grenzkonzentration des Acetons auf 45% herab.

Das $[Fe(CN)_6]^{3-}$-Anion. Durch potentiometrische und konduktometrische Untersuchungen konnte die Bildung in wässriger Lösung, der Silberverbindung nachgewiesen werden während aus einer Lösung die 80% Aceton enthält die Mischverbindung $Ag_2NH_4(Fe[CN)_6]$ ausfällt. Die Kurven der potentiometrischen und konduktometrischen Titrationen sind in der Abbildungen 3 bzw. 4 dargestellt, wobei sich die *a*-Kurven auf die Titrationen in einer Wasser-Aceton-Lösung und die *b*-Kurven auf die Titrationen in wässrigem Mittel beziehen.

Ein grosser überschuss der NH_4^+ -Ionen führt nicht zur Bildung der Mischverbindung, hat aber auch in diesem Falle die Herabsetzung des Grenzwertes der Aceton-Konzentration zur Folge. Bei einem Überschuss von 20 : 1, NH_4^+ -Ionen in bezug auf $[Fe(CN)_6]^{3-}$ bildet sich die Mischverbindung auch bei einer Lösung mit nur 50 % Aceton, jedoch bei kleineren Werten des Prozentsatzes an Aceton, bildet sich bloss das Silbersalz.

Die chemische Analyse der Mischverbindungen, im Rahmen derer die Elemente Ag, C, N_2 und H_2 bestimmt wurden, bestätigt die vorausgesetzte Zusammensetzung der beiden Mischverbindungen.

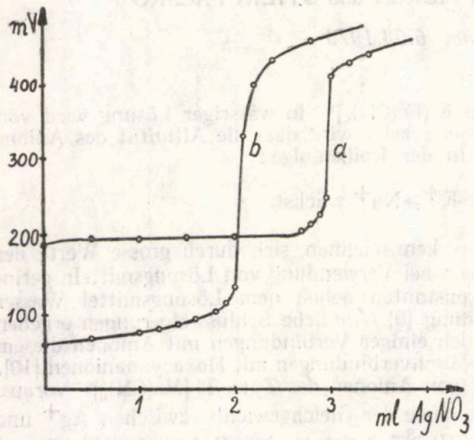


Abb. 1. Potentiometrische Titrierungskurven von $(NH_4)_3[Co(CN)_6]$ 0,5 N mit $AgNO_3$ 0,5 N in : *a*) Wasser; *b*) 80%-iger Aceton-Wasser Lösung.

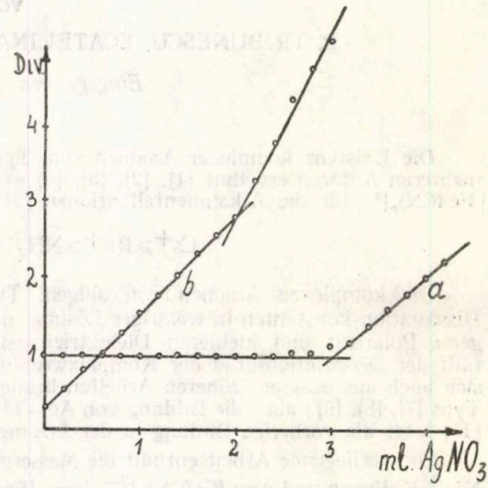


Abb. 2. Konduktometrische Titrierungskurven von $(NH_4)_3[Co(CN)_6]$ 0,5 N mit $AgNO_3$ 0,5 N in : *a*) Wasser; *b*) 80%-iger Aceton-Wasser Lösung.

I. R. Spektren. Ebenso wie bei den einfachen Verbindungen der Hexa-cyano-anionen, werden die Absorbtionsbanden in I. R., auch bei den Mischverbindungen, dem Komplexen Anion $[Me(CN)_6]^{3-}$ zugeschrieben und sind für die Deformationsschwingung δ_{Me-CN} und der Grundschwingung der Bindung Me—CN : ν_{Me-CN} im Frequenzbereich 400—600 cm^{-1}, für die Grundschwingung der Bindung $C \equiv N$: ν_{CN} jedoch im Bereich 2 000—2 200 cm^{-1} vorfindbar.

Da die Änderung der Lage und Intensität der Absorbtionsbanden, die bei Mischverbindungen möglich sind, durch den Austausch eines Ag^+ -Kations durch einen NH_4^+ -Kationen im Kristalgitter herkommen, wurden die Absorbtionsbanden der Mischverbindungen im Frequenzbereich 2 000—2 200 cm^{-1} in der Abbildungen 5 und 6 im Vergleich mit den einfachen Silbersalze vorgeführt.

Bei beiden Mischverbindungen wird eine Vermehrung der Banden beim Übergang von der einfachen (Kurve *a*) zur Mischverbindung (Kurve *b*) erkennbar.

Die Vermehrung der charakteristischen Banden des komplexen Anions, bei den Mischverbindungen, ist durch die Einführung eines Ions mit grossem Volumen und verschiedener polarisierender Wirkung, in das Kristalgitter bewirkt. Dies hat eine Veränderung der Symmetrie des elektrostatischen Feldes in der ummittelbaren Nähe des komplexen Anions zur Folge. Die kleinere Gittersymmetrie ermöglicht die Erscheinung gegenseitiger Wechselwirkungen der sechs $C \equiv N$ Schwingungseinheiten des Komplexen Anions, und dies erscheint im I. R. -Spektrum durch die Vermehrung der betreffenden Banden.

Auch im Absorbtionsbereich 400—600 cm^{-1} wird eine derartige Aufspaltung der Banden für beide Mischverbindungen bemerkbar — also werden die beiden Verbindungen durch gänzlich verschiedenen I. R. -Spektren charakterisiert.

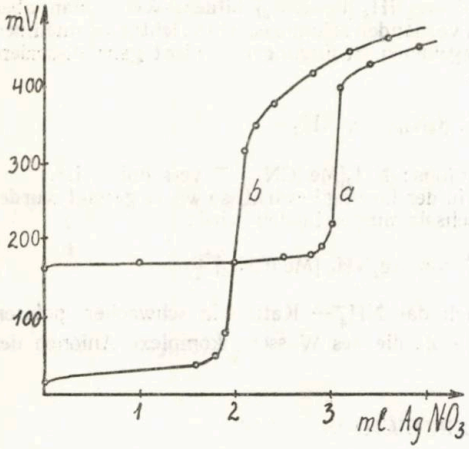


Abb. 3. Potentiometrische Titrierungskurven von $(NH_4)_3[Fe(CN)_6]$ 0,5 N mit $AgNO_3$ 0,5 N in :
a) Wasser; *b*) — 80%-iger Aceton-Wasser Lösung.

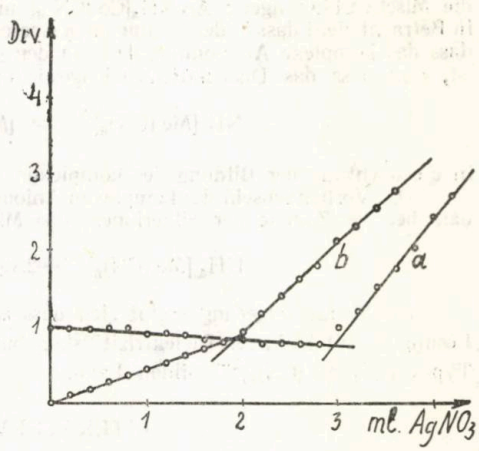


Abb. 4. Konduktometrische Titrierungskurven von $(NH_4)_3[Fe(CN)_6]$ 0,5 N mit $AgNO_3$ 0,5 N in :
a) Wasser; *b*) 80%-iger Aceton-Wasser Lösung.

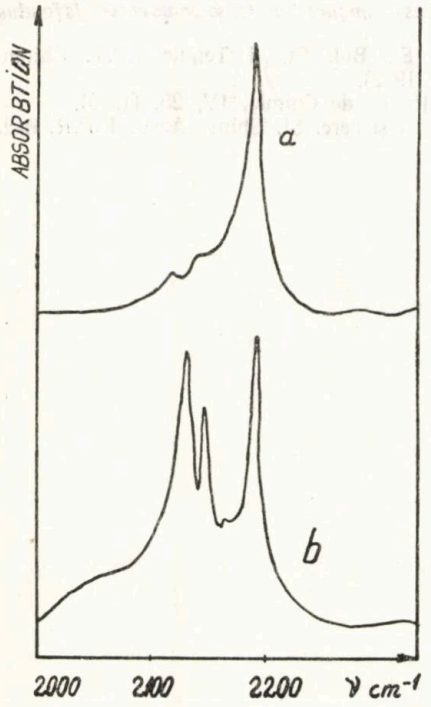


Abb. 5. I.R.-Absorbtionsspektren im Frequenzbereich 2 000—2 200 cm^{-1} von :
a) $Ag_3[Co(CN)_6]$; *b*) $Ag_2NH_4[Co(CN)_5]$.

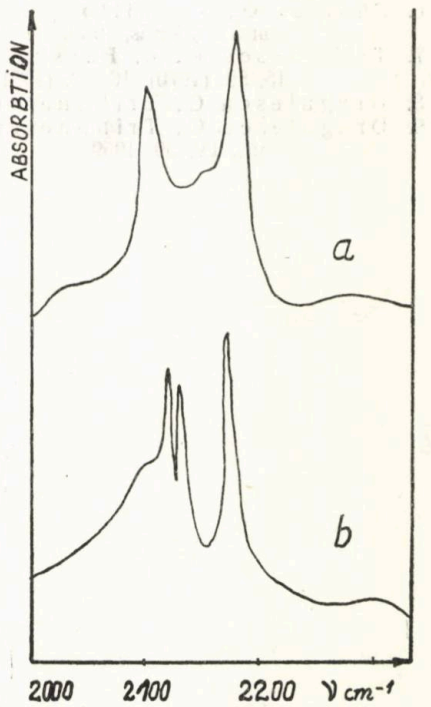


Abb. 6. I.R. Absorbtionsspektren im Frequenzbereich 2 000—2 200 cm^{-1} von :
a) $Ag_3[Fe(CN)_6]$; *b*) $Ag_2NH_4[Fe(CN)_6]$.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit zeigen dass aus einer Lösung welche neben den komplexen Anionen auch NH_4^+ – Ionen besitzt, sich bei der Zugabe eines Silbersalzes die Mischverbindungen: $Ag_2NH_4[Co(CN)_6]$ und $Ag_2NH_4[Fe(CN)_6]$ bilden. Wenn man aber in Betracht zieht dass in der Losung auch Aceton vorhanden sein muss, ist es richtig anzunehmen dass das komplexe Ammoniumsalz – in den gegebenen Bedingungen – nicht ganz dissoziert ist, und dass das Dissoziationsgleichgewicht:

$$NH[Me(CN)_6]^{2-} \rightleftarrows [Me(CN)_6]^{3-} + NH_4^+$$

in die Richtung der Bildung des komplexen Anions: $NH_4[Me(CN)_6]^{2-}$ verschoben ist.

Das Vorhandensein des komplexen Anions in der Losung bewirkt, so wie es gezeigt wurde, dass bei der Zugabe der Silberionen, das Mischsalz ausgeschieden wird:

$$NH_4[Me(CN)_6]^{3-} + 2Ag^+ \rightleftarrows Ag_2NH_5[Me(CN)_6]$$

Als Schlussvolgerung ergibt sich dass auch das NH_4^+ – Kation in schwacher polaren Lösungen, mit kleinerer Dielektrizitätskonstante als die des Wassers, komplexe Anionen des Types $NH_4[Me(CN)_6]^{2-}$ bilden kann.

LITERATURVERZEICHNIS

1. James G., Trans. Faraday Soc., 45, 855, (1949).
2. Havik J., Fidler T., Acta Chim. Budapest, 69, 163, (1971).
3. Gallagher F., Patrick K., Pescott B., Inorg. Chem., 9, 2510, (1970).
4. Basinska H., Ciesielski H., Stud. Soc. Sci. Torun, 7, 1, (1969).
5. Dolezal J., Konrim V., Radiochem. Radioanal. Lett., 1, 295, (1969).
6. Charlot G., Tremillon B., *Les reactions chimiques dans les solvants et les sels fondus*, Gauthier, Paris, 1963.
7. Tribunescu P., O. Facsko, Merca E., Bul. Şt. şi Tehnic I.P.T. Chimie, 15, 59, (1970), 16, 53, (1971), 17, 73, (1972).
8. Drăgulescu C., Tribunescu P., Revue de Chimie, IV, 25, (1959).
9. Drăgulescu C., Tribunescu P., Studii şi cerc. Şt. Chim., Acad. R.P.R. Baza Tmş., IV, 59, 1959.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

ELEKTROTHERMISCHE DURCHFLUSSMESSER FÜR KLEINE GASSTRÖME

VON

R. MINGES, DELIA PERJU, A. DEAKY

Eingegangen 5.01.1975

Zum Messen und elektrischen Aufzeichnen kleiner Gasströme bieten die elektrothermischen Verfahren [1], [2], [3] die meisten Vorteile, da sie konstruktiv einfach zu verwirklichen sind, unmittelbar den Massenstrom anzeigen und als Ausgangsgrösse eine leicht messbare Gleichspannung erzeugen, die linear mit dem Massenstrom zusammenhängt und druckunabhängig ist. Da in der Fachliteratur keine genauen Angaben über den Aufbau, die Eigenschaften und über die sachkundige Verwendung elektrothermischer Durchflussmesser für kleine Gasströme enthalten sind, beschreiben wir in der vorliegenden Arbeit zwei von uns entwickelten und erprobten Geräte, die sich sowohl bezüglich der Messempfindlichkeit als auch der Anwendungsmöglichkeiten unterscheiden.

Der prinzipielle Aufbau des einfacheren und daher als Grundtyp zu betrachtenden Gerätes ist in Abbildung 1 wiedergegeben. Das Gerät besteht aus dem eigentlichen Durchflussgeber (I)

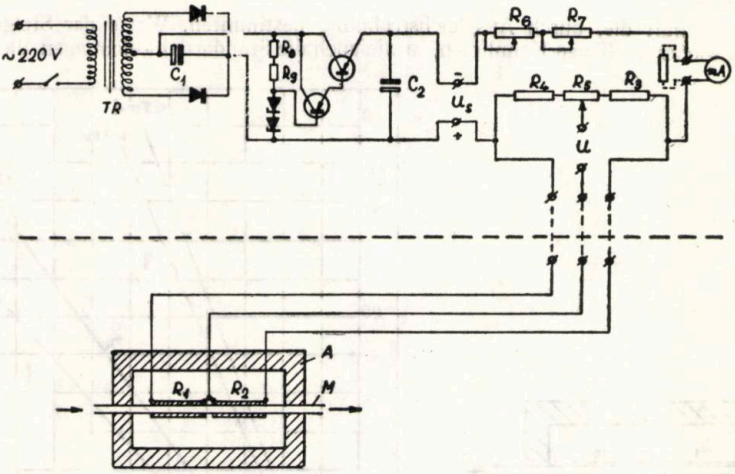


Abb. 1.

und dem elektrischen Speisegerät (II). Der Durchflussgeber enthält ein dünnwandiges Metallrohr (M), von etwa 2 mm Innendurchmesser, durch das der zu messende Gasstrom fliesst. Das Rohr trägt zwei Wicklungen (R_1, R_2) aus isoliertem Kupferdraht, die sowohl Heizquellen als auch Temperaturfühler darstellen. Die Enden des Metallrohres sind durch ein massives Metalljoch (A), thermisch kurzgeschlossen. In Abwesenheit eines Gasstromes entsteht entlang des Metallrohres eine symmetrische Temperaturverteilung, mit einem Maximum in der Mitte des Rohres (Abb. 2). In diesem Zustand befinden sich die beiden Widerstände R_1 und R_2 bei gleicher Durchschnittstemperatur und die Ausgangsspannung u der Wheatstonebrücke, in der die Widerstände R_1 und R_2 enthalten sind, ist null. Sobald ein Gasstrom durch das Metallrohr fliesst, verschiebt sich das Temperaturmaximum und zwischen den beiden Widerständen

(R_1, R_2) entsteht ein Temperaturunterschied $\Delta\vartheta$ (Abb. 2). Die in diesem Zustand von null verschiedene Ausgangsspannung u der Messbrücke ist proportional zur Temperaturdifferenz, vorausgesetzt dass u klein gegenüber der Speisespannung u_s ist. Bei kleinen Durchflüssen (laminare Strömung) ist die Temperaturdifferenz und somit auch die Ausgangsspannung proportional mit dem Massenstrom q_m und der spezifischen Wärme c_p des Gases[3]:

$$u = k \cdot c_p \cdot q_m$$

Die Ausgangsspannung u kann mit einem Kompensographen, aber auch mit einem magnetoelektrischen Millivoltmeter, möglichst hohen Eigenwiderstandes, gemessen werden.

Das Speisegerät des Durchflussmessers (Abb. 1) enthält einen Gleichrichter mit Spannungsstabilisator, die der Messbrücke angehörenden Widerstände R_3, R_4 und R_5 so wie auch die Widerstände R_6 und R_7 zum Einstellen des die Messschaltung speisenden Stromes.

Die Geraden *1* und *2* in Abbildung 3, stellen Kennlinien des beschriebenen Durchflussmessers dar, bei verschiedenen Stromstärken in den Messwiderständen R_1 und R_2. Zum Messen des Massenstromes q_m (Luft), wurde ein Kapillarröhrchen, bekannten pneumatischen Widerstandes [4], mit dem Durchflussgeber in Reihe geschaltet.

Zwecks Erhöhung der Empfindlichkeit und Ausweitung der Anwendungsmöglichkeiten elektrothermischer Durchflussmesser, wurde ein zweites Gerät entwickelt, dessen Struktur in Abbildung 4 wiedergegeben ist. Im wesentlichen unterscheidet sich dieses Gerät, vom ersten Typ, durch die Verwendung von zwei Messröhrchen, mit den in einer Wheatstonebrücke befindlichen Heiz-und Messwiderständen R_1, R_2, R_3 und R_4.

Durch die Verwendung von zwei Messröhrchen und somit 4 aktiven Widerständen in der Messbrücke, kommt es zu folgenden Vorteilen: Verdoppelung der Messempfindlichkeit, wenn derselbe Gasstrom die beiden Messröhrchen in entgegengesetzter Richtung durchfliesst (Kennlinien *3* und *4*, Abb. 3); Messbarkeit der Summe oder der Differenz zweier Gasströme, vorausgesetzt dass die Grösse dieser Ströme den durch die Kennlinien *1* und *2* (Abb. 3) bestimmten Messbereich nicht überschreitet; Verringerung des Temperatureinflusses auf die Ausgangsspannung des Gerätes.

Tafel I enthält die, durch Ausgleichsrechnung bestimmten, Werte der Steigung der in Abbildung 3 wiedergegebenen Kennlinien, so wie auch die Standardabweichungen dieser Grösse.

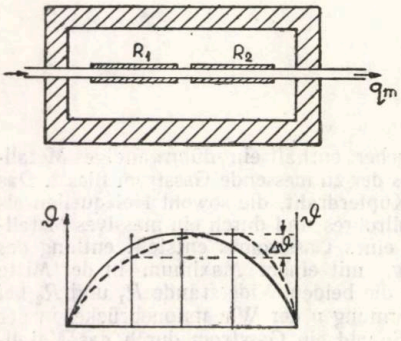


Abb. 2.

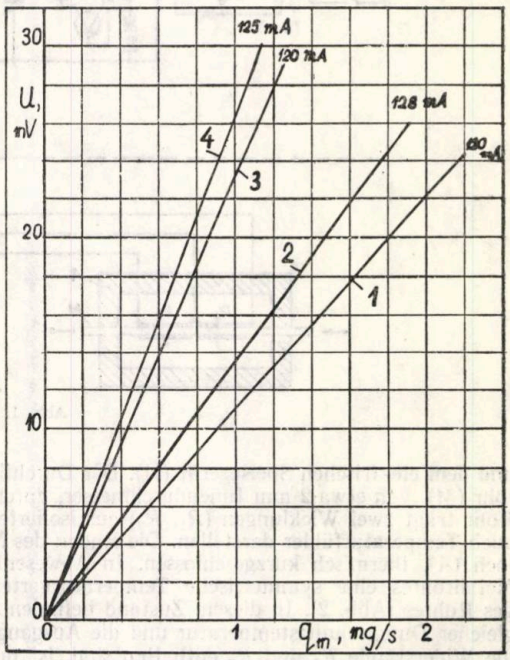


Abb. 3. Kennlinien der Durchflussmesser bei verschiedenen Stromstärken in den Heiz-und-Messwiderständen.

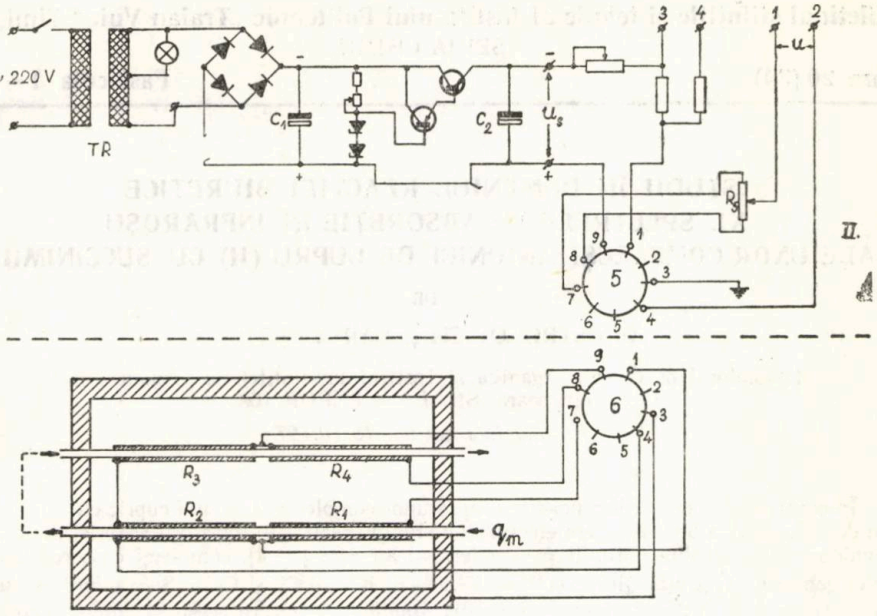


Abb. 4.

Tafel I

n — Nummer der Kennlinie aus Abb. 3; N — Anzahl der zur Ausgleichsrechnung verwendeten Messpunkte; a — Steigung der Kennlinien; Sa — Standardabweichung der Steigung.

n	N	a	Sa
1	7	10,90	0,09
2	9	13,76	0,06
3	6	23,17	0,08
4	23	26,53	0,06

Bezüglich der dynamischen Eigenschaften sind beide Gerätetypen praktisch identisch. Sie verhalten sich wie Proportionalglieder erster Ordnung und besitzen eine Zeitkonstante von ungefähr 35 Sekunden. Dieser Wert erlaubt die Verwendung der beschriebenen elektrothermischen Durchflussmesser auch als Messfühler bei der, in der chemischen Forschung häufig nötigen, Regelung kleinster Durchflüsse.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Flament M. M., *Mesures, regulation automatisme.* Paris, Franţa, 1967, 1, p. 55—58.
2. Mercier Jacques, *Automatisme*, Paris, Franţa, 1969. 10, p. 505—510.
3. Korotkov P. A., Beliaev P. V., Azimov R. K., *Teplovie rashodomerî*, Moscova, U.R.S.S., Izv. Maşinostroenie, 1969, p. 12—41; 69—107.
4. Minges R., Deaky A., Perju Delia, Messen, Steuern, Regeln, Berlin, R.D.G., 1969, 7, p. 268—270.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

STUDII ÎN DOMENIUL REACŢIEI BIURETICE
XI. SPECTRELE DE ABSORBŢIE ÎN INFRAROŞU ALE UNOR COMPLECŞI ANIONICI DE CUPRU (II) CU SUCCINIMIDA

DE

G. OSTROGOVICH şi MARIA NUŢIU

Laboratorul de Chimie organică al Institutului Politehnic „Traian Vuia"
Timişoara, Str. Bocşa 6. POB 103

Primită la redacţie: 15.10.1974

În continuarea cercetărilor noastre asupra unor complecşi ai ionului cupric cu amide capabile de a da reacţia biuretică, am efectuat un studiu spectral în infraroşu al seriei de tetrasuccinimido-cupraţi alcalini obţinuţi şi caracterizaţi anterior [1–4], complecşi ce corespund formulei generale $M^1_2[Cu(Su)_4]nH_2O$ (M^1=Li^+, Na^+, K^+, Rb^+ şi Cs^+, Su=anion de succinimidă, iar n=1, 5, 6, 2 şi 2, în ordine). Pentru stabilirea structurii acestor combinaţii complexe am urmărit punerea în evidenţă a absorbţiilor caracteristice legăturilor ligand-ion central şi a celor caracteristice moleculelor de apă ce ar putea fi legate în diferite moduri, paralel cu ale ligandului însuşi.

REZULTATE ŞI DISCUŢII

Succinimida funcţionează ca un ligand monodentat şi poate coordina la ionul metalic doar prin atomul de azot [5]. Este de aşteptat deci ca în spectrele în infraroşu ale acestor complecşi să nu apară benzile caracteristice vibraţiilor legăturii N–H din succinimidă [6], ci cele caracteristice legăturii metal-azot. Într-adevăr, în spectrele din infraroşu ale succinimido-cupraţilor alcalini hidrataţi, în domeniul frecvenţelor înalte, se înregistrează doar o bandă largă, de intensitate medie, între 3 380 şi 3 520 cm^{-1}. Această bandă se poate atribui vibraţiei hidroxilului din apa implicată într-o asociere moleculară cu carbonilul amidic [7].

Benzile largi şi intense de la 1 620–1 720 cm^{-1} se atribuie vibraţiei de alungire a carbonilului, ştiut fiind că, de regulă, la substanţe solide, aceste benzi se înregistrează la valori mai joase [5] datorită asociaţiilor prin legături de hidrogen cu moleculele de apă.

Deşi structura plan-patrată prevede numai două vibraţii de alungire C–N active în infraroşu, în studiul complecşilor de cupru (II) şi nichel (II) ai oxamidei Kuroda şi colab. [8] au atribuit toate benzile dintre 1 250 şi 1 350 cm^{-1} vibraţiilor C–N, cu presupunerea că pot fi permise şi două vibraţii inactive datorită relaxării regulilor de selecţie în reţeaua cristalină. În succinimido-cupraţii complecşi studiaţi de noi se înregistrează toate aceste patru benzi (vezi tabelul 1), remarcîndu-se o asemănare în forma şi intensitatea acestora la complecşii cu sodiu şi potasiu pe de o parte, respectiv litiu, rubidiu şi cesiu pe de altă parte.

În domeniul frecvenţelor mai joase (sub 1 000 cm^{-1}) atribuirile sînt mai greu de făcut din lipsa unor spectre de comparaţie. Se remarcă la toţi aceşti complecşi prezenţa unor benzi slabe între 820 şi 840 cm^{-1} ce se pot atribui [9] fie vibraţiei de deformare C–C, fie prezenţei apei de coordinare. Atribuirea acestor benzi însă nu poate fi argumentată cîtă vreme nu am putut înregistra şi spectrele compuşilor anhidri.

Dintre multele vibraţii ale combinaţiilor coordinative, vibraţiile metal-ligand prezintă o importanţă deosebită, deoarece acestea dau informaţii directe despre structura complexului şi natura legăturilor metal-ligand. Este cunoscut faptul [7], [10] că aceste vibraţii apar în domeniul de frecvenţă joasă (sub 600 cm^{-1}) din cauza ponderii relativ mari a atomului metalic şi naturii slabe a legăturii metal-ligand. Pentru atribuirea absorbţiilor acestor legături este ideală urmărirea unei deplasări izotopice, care însă nu ne-a fost accesibilă, sau înlocuirea

Tabelul 1

Principalele benzi de absorbție ale succinimido-cupraților alcalini.

Complexul	ν OH (din H_2O)	ν C=O	ν C–N	ν Cu–N
Li_2 [Cu(Su)$_4$]H_2O	3 380–3 390 lm	1 730 m 1 710 m 1 640 i 1 612 i 1 590 m	1 370 i 1 300 i 1 260 i 1 240 i	580 s
Na_2[Cu(Su)$_4$ $(H_2O)_2$]3H_2O	3 490–3 520 lm	1 710 m 1 625 i	1 365 i 1 295 i 1 255 i	580 s
K_2[Cu(Su)$_4$] 6H_2O	3 500 m 3 430 m 3 300 s	1 710 m 1 660 li 1 620–1 630 li	1 360 i 1 295 i 1 255 i	580 s
Rb_2[Cu(Su)$_4$]2H_2O	3 420 m	1 640–1 660 lm	1 360–1 380 i 1 300 i 1 260 i 1 245 i	578 s
Cs_2[Cu(Su)$_4$]2H_2O	3 410–3 430 lm	1 720 m 1 650 m	1 360 i 1 300 i 1 260 i 1 240 i	578 s

ligandului cu un altul asemănător, menținînd același ion metalic central. Numeroase astfel de atribuiri au fost făcute în cazul unor complecși de cobalt [11–16], de platină și paladiu [17], de mercur [18], dar nu și de cupru. Este însă posibilă și atribuirea prin compararea spectrelor IR ale ligandului liber cu cele ale complecșilor săi metalici. Printr-o astfel de analiză comparativă am atribuit vibrațiilor legăturii Cu–N absorbțiile de la 578–580 cm^{-1}, constante în toți complecșii menționați în Tabelul 1, absorbții ce nu se înregistrează în succinimida liberă. Folosind valoarea frecvenței de absorbție atribuită în mod empiric legăturii Cu–N în aceste combinații complexe, am calculat constanta de forță a legăturii ca avînd valoarea $2{,}27 \times 10^5$ dyn/cm, în acord cu concluziile privitoare la gradul de covalență rezultat din studiile de rezonanță electronică de spin [3].

Este de remarcat faptul că și din punctul de vedere al spectrului în infraroșu, ca și în privința celorlalte proprietăți studiate anterior [2], [3], [4], succinimido-cupratul de litiu prezintă o anomalie, în special prin absorbțiile ce se atribuie vibrației grupării carbonilice (νC=O).

Succinimido-cuprații alcalini anhidri, a căror formare a fost pusă în evidență pe cale termogravimetrică [2] și care au fost apoi izolați, s-au dovedit a fi prea higroscopici pentru a putea obține spectrele lor în infraroșu fără urme de apă. Din acest motiv nu au putut fi discutate și spectrele produșilor anhidri.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Combinațiile complexe au fost preparate după indicațiile din literatură [1]. Spectrele de absorbție în infraroșu au fost înregistrate cu un spectrofotometru model UR-10 VEB Carl Zeiss Jena cu două fascicole. Probele au fost studiate atît sub formă de pastile de KBr, cît și sub formă de suspensii în nujol și în hexaclorbutadienă.

BIBLIOGRAFIE

1. L. A. Ciugaev, Chem. Ber., *40*, 1973 (1907).
2. G. Ostrogovich şi M. Nuţiu, Rev. Roumaine Chim., *16*, 1123 (1971).
3. Z. Simon, M. Nuţiu şi G. Ostrogovich, Rev. Roumaine Chim., *17*, 573 (1972).
4. M. Nuţiu, F. Marx şi G. Ostrogogvich, Bul. Şt. Tehnic al Inst. Politehnic „Traian Vuia" Timişoara, Seria Chimie, *18 (32)*, 155 (1973).
5. M. Avram şi Gh. D. Mateescu, *Spectroscopie în infraroşu. Aplicaţii în Chimia organică*, Editura Tehnică, Bucureşti, 1966, p. 502—506.
6. H. Conroy, J. Amer, Chem. Soc., *74*, 3046 (1952).
7. K. Nakamoto, *Infrared Spectra of Inorganic and Coordination Compounds*, J. Wiley and Sons, Inc. New York, 1963, p. 146.
8. Y. Kuroda, M. Kato şi K. Sone, Bull, Chem. Soc. Japan, *34*, 877 (1961).
9. P. X. Armendarez şi K. Nakamoto, Inorg. Chem. *5*, 796 (1966).
10. K. Nakamoto, Instrument News, The Perkin—Elmer Corporation, Norwalk Connecticut, vol. 20, p. 1 (1970).
11. D. G. Hill şi A. F. Rosemberg, J. Chem Phys., *22*, 148 (1954); *24*, 1219 (1956).
12. M. Kobayashi şi J. Fujita, J. Chem Phys., *23*, 1354 (1955).
13. D. B. Powell şi M. Sheppard, J. Chem Soc., *1956*, 3108.
14. K. Nakamoto, J. Fujita şi H. Murata, J. Amer. Chem. Soc., *80*, 4817 (1958).
15. H. Block, Trans Faraday Soc., *55*, 867 (1959).
16. T. Shimanouchi şi Y. Nakagawa, Spectrochim. Acta, *18*, 89 (1962).
17. S. Mizushima, T. Nakagawa şi alţii, Spectrochim. Acta, *13*, 31 (1958).
18. D. B. Powell, J. Chem Soc., *1956*, 4495.

STUDIEN IM BEREICH DER BIURETREAKTION. XI. DIE I.R. SPEKTREN EINIGER KUPFER (II)-ANIONKOMPLEXE MIT SUCCINIMID

(ZUSAMMENFASSUNG)

In den Infrarotspektren der Anionkomplexe des Succinimids des Typs $M_2^I[Cu(Su)_4]\,nH_2O$ wo $M^I = Li^+$, Na^+, K^+, Rb^+, Cs^+ und Su = Succinimidanion wurden die Absorptionsbanden von 578—580 cm^{-1} den Schwingungen der Bindung Cu—N zugeordnet, für welche auch die Kraftkonstante $2{,}27 \times 10^5$ dyn/cm berechnet wurde, während die Banden zwischen 3 380 und 3 520 cm^{-1} den am Amidcarbonyl assoziierten Wassermolekülen zugeordnet wurden.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 20 (34) **Fascicola 1 – 1975**

UNTERSUCHUNG VON BIOLOGISCH AKTIVEN VERBINDUNGEN IN DER REIHE DER PHENOXY-ESSIGSÄUREN (II)

VON

J. RISTICI

Eingegangen am 10.12.1974

In einer vorherigen Arbeit haben wir auf die Rolle und Bedeutung einiger Verbindungen der Phenoxy-Alkan-Carboxyl-Säuren mit Mikronährstoff-Elementen, die zur Pflanzenernährung und zum Pflanzenschutz bestimmt sind, hingewiesen. So berichteten wir ausführlich über die Herstellung, Eigenschaften und insbesonders das thermische Verhalten einiger Verbindungen der 2,4 -Dichlor-Phenoxy-Essigsäure [1].

In der vorliegenden Arbeit wollen wir über die Herstellung und das thermische Verhalten einiger Verbindungen der 2,4,5 -Trichlor-Phenoxy-Essigsäure (2,4,5-T Säure) mit Cu^{2+}, Zn^{2+}, Ni^{2+}, Co^{2+}, Cd^{2+}, Mn^{2+} und Fe^{3+} berichten. Die Fachliteratur weisst diesbezüglich nur sehr wenige Daten auf. [2–5]

Die untersuchten Verbindungen werden auf folgende Weise als Niederschläge erhalten: eine Lösung des Na-Salzes der 2,4,5-T Säure wird bei 40–50 °C mit einer 10 %-igen Lösung von Cu^{2+}, Zn^{2+}, Ni^{2+}, Co^{2+}, Cd^{2+}, Mn^{2+} und Fe^{3+} in stöchiometrischen Verhältnis vermischt. Die sich sofort bildenden Niederschläge werden filtriert, mit Wasser, Äthyl-Alkohol Äthyl-Ether gewaschen.

Die Ergebnisse der C, H, und Cl-Analyse einerseits, sowie die Bestimmungen des Metall- und Wassergehaltes (mit Hilfe des K. Fischer Reagens) zeigten, dass den erhaltenen Verbindungen folgende Zusammensetzung entspricht:

$$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Me \cdot nH_2O$$

wo Me gleich Cu, Zn, Cd, Co, Ni, Mn ist

bzw. n=2 oder 4 ist

so wie auch

$(C_8H_4O_3Cl_3)_3Me$, wo Me gleich Fe ist.

Einige Eigenschaften der hergestellten Verbindungen sind in der Tabelle 1 wiedergegeben

Tabelle 1

Odz.	Substanz	Farbe des Niederschlages	Schmelz-Punkt °C	Löslichkeit in Wasser bei 25°C Moli Gram/Liter Lösung
1	$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Cu.4H_2O$	blau	263	$1{,}1 \times 10^{-3}$
2	$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Zn.4H_2O$	weiss	252	$2{,}3 \times 10^{-3}$
3	$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Cd.4H_2O$	weiss	170	$1{,}2 \times 10^{-3}$
4	$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Co.4H_2O$	rosa	zersetzt sich	$5{,}9 \times 10^{-3}$
5	$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Ni.4H_2O$	grün	zersetzt sich	$4{,}7 \times 10^{-3}$
6	$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Mn.2H_2O$	weiss	139	$3{,}8 \times 10^{-3}$
7	$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Fe$	gelblich-weiss	151	$2{,}9 \times 10^{-3}$

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1848

Die thermogravimetrischen Untersuchungen wurden mit Hilfe eines Derivatographen Typ F. Paulik, J. Paulik und L. Erdey 676 GyEM durchgeführt. Die Prüfsubstanz betrug 300–400 mg, die Aufheitzungsgeschwindigkeit aber 3 °C/Minute. Mit Hilfe der Methode von E. S. Freeman und B. Carrolli [6], wurden die Aktivierungs-Energien „E" die zur Abgabe des Konstitutionswassers nötig sind, berechnet. Diese sind neben anderen wichtigen Daten die aus den aufgenommenen Derivatogrammen zu entnehmen waren, in der Tabelle 2 wiedergegeben.

Tabelle 2

Substanz	TG=k bis °C	Wasserverlust				Temp-Bereich im welchem das anh. Salz ein TG=k hat %	Herstellung des Oxydes			
		Temp. Bereich °C	TG		Aktivierungs-Energie „E" kcal/mol		Temp. %	TG		
			tcor. %	pract. %				tcor. %	prakt. %	
$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Cu.4H_2O$	40	40–160	11,1	11,3	18,8	160–230	850	87,6	89	CuO
$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Zn.4H_2O$	40	40–120	11,1	10,9	18,3	120–250	650	87,4	91	ZnO
$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Cd.4H_2O$	70	70–180	10,2	10,0	17,6	180–200	600–800 °C verfluchtigt sich			
$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Co.4H_2O$	40	40–200	11,2	11,3	19,9	200–240	700	87,4	87	Co_3O_4
$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Ni.4H_2O$	40	40–160	11,2	11,1	18,3	160–200	700	87,7	87	NiO
$(C_8H_4O_3Cl_3)_2Mn.2H_2O$	100	100–200	6,0	6,4	12,8	200–260	750	86,82	88	Mn_2O_3
$(C_8H_4O_3Cl_3)_3Fe$	200	–	–	–	–	–	600	80,67	82	Fe_2O_3
2, 4, 5-T Saure *	200	zersetzt sich zwischen 200–400 °C								

* Die wurde in einem Stickstoffstrom aufgenommen

ERGEBNISSE UND IHRE AUSWERTUNG

Mit Ausnahme de Cadmium- und Mangansalzes, sind alle Kristallohydrate nur bis zu 40 °C gewichtsbeständig. Das Eisen (III) -Trichlor-Phenoxy-Acetat ist bis zu 200 °C beständig. In allen Fällen wird das Kristallwasser in einer Stufe abgegeben. Der Wassergehalt der aus den thermogravimetrischen Untersuchungen zu entnehmen war ist in vollem Einklang mit den analytischen Ergebnissen.

Die thermische Stabilität der wasserfreien Metall-Organischen Verbindungen schwankt zwischen weiten Grenzen uzw. ist am kleinsten (20 °C) beim Cadmium-Salz und am grössten beim Zink-Salz (130 °C). Die thermische Zersetzung beginnt in allen Fällen bei über 200 °C. Wie aus den DTG und DTA-Kurven zu entnehmen ist, wiederspiegeln diese sehr komplexe Vorgänge. Einerseits werden die Valenz-Bindungen der 2,4,5-T Säure aufgelöst, was mit Energieverbrauch stattfindet, andererseits aber durch die Wiedervereinigung der erhaltenen Produkte, wird Energie frei. Die Bildung von Zwischenprodukten mit einer bestimmten Zusammensetzung und Beständigkeit, konnte auf Grund der Derivatogrammen nicht nachgewiesen werden. Im Falle von Kupfer-2, 4, 5-Trichlor-Phenoxy-Acetat ist aus der DTG und DTA-Kurve anzunehmen, dass sich bei 640 °C $CuCO_3$ bildet, das sich aber sofort weiter zersetzt und als Endprodukt das wärmebeständige CuO ensteht (Abb.1). Alle untersuchten Verbindungen haben sich in Oxyde der enthaltenden Metalle verwandelt, die mit Ausnahme von CdO thermobeständig sind. Die Flüchtigkeit des CdO kann einerseits der hohen Temperatur zugeschrieben werden die nötig ist um die untersuchten Verbindung zu zersetzen als auch durch die kleine Aufheitzungsgeschwindigkeit (3 °C/Minute), erklärt werden.

Die, den Zustandsänderungen entsprechenden Temperaturen liegen entweder im Bereich der Deshydratierung oder fallen in das Gebiet der Zersetzung. Im ersten Fall kommt es zu einer Erhöhung des endothermischen Effektes und somit zu einem ausgeprägteren Maximum der DTA-Kurve, wogegen im zweiten Fall der exotherme Charakter der Zersetzung durch die Endothermizität der Phasenumwanderung abgeschwächt wird.

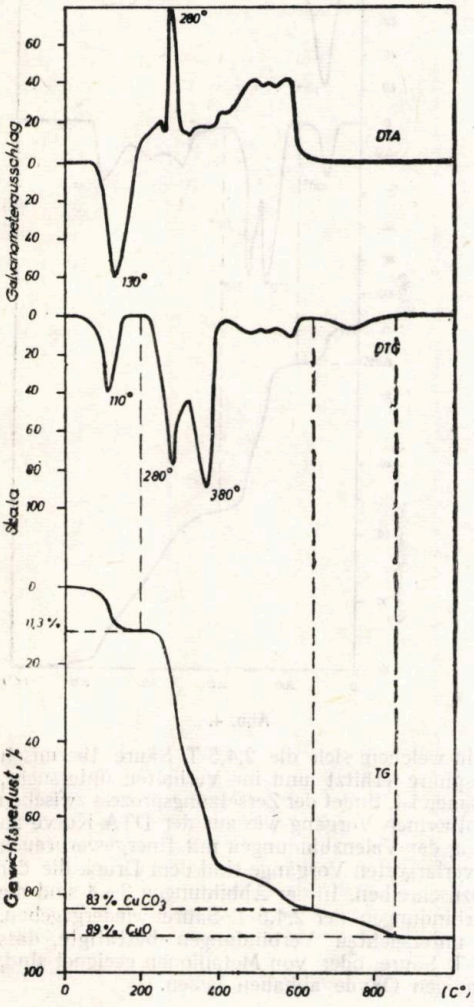

Galvanometerausschlag
DTA
280°
130°
DTG
110°
280°
380°
Skala
TG
11,3 %
83 % $CuCO_3$
89 % CuO
Gewichtsverlust, %
(C°)

Abb. 1.

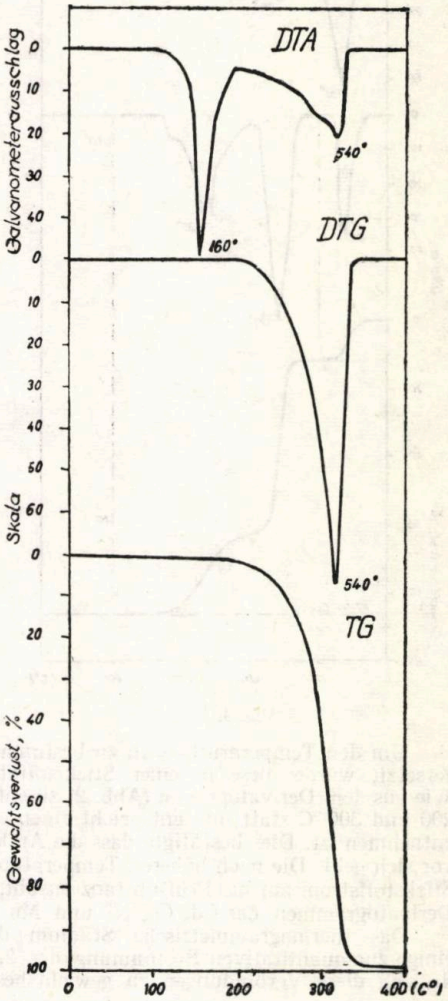

Galvanometerausschlag
DTA
540°
DTG
460°
Skala
540°
TG
Gewichtsverlust, %
(C°)

Abb. 2.

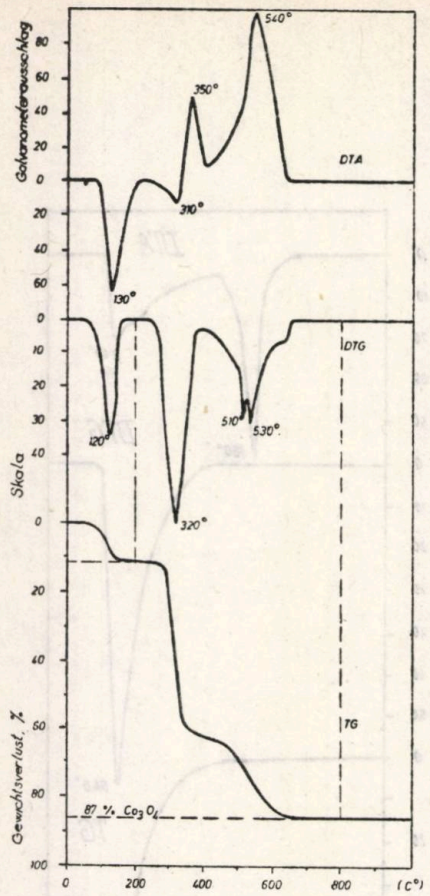


Abb. 3.

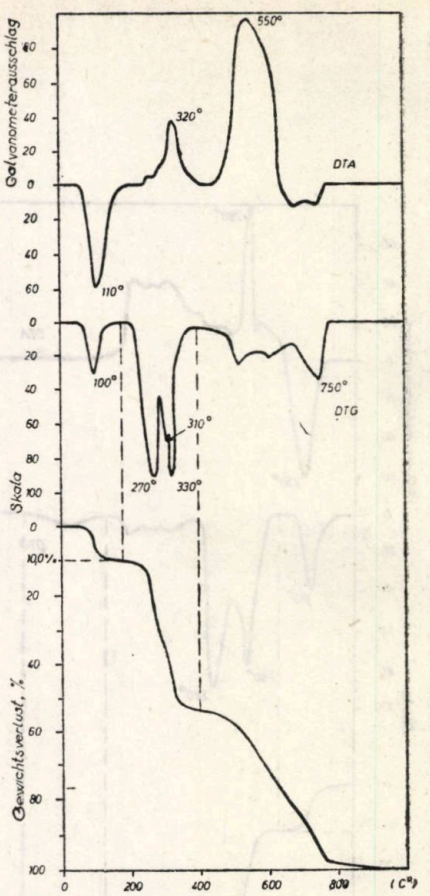


Abb. 4.

Um den Temperaturbereich zu bestimmen in welchem sich die 2,4,5-T Säure thermisch zersetzt, wurde diese in einer Stickstoffatmosphäre erhitzt und ihr Verhalten untersucht. Wie aus dem Derivatogramm (Abb. 2) zu entnehmen ist, findet der Zersetzungsprozess zwischen 200 und 300 °C statt und entspricht einen endothermen Vorgang wie aus der DTA-Kurve zu entnehmen ist. Dies bestätigte dass die Auflösung der Valenzbindungen mit Energieverbrauch vor sich geht. Die nach höheren Temperaturen verlargerten Vorgänge sind dem Druck die der Stickstoffstrom auf die Prüfsubstanz ausübt, zuzuschreiben. In der Abbildungen 3—4 sind die Derivatogrammen der Cd, Co, Ni und Mn Verbindungen der 2,4,5-T Säure wiedergegeben.

Das thermogravimetrische Studium der untersuchten Verbindungen bestätigte, dass einige zur quantitativen Bestimmung der 2,4,5-T Säure, oder von Metallionen geeignet sind, da sich diese Verbindungen zu gewichtsbeständigen Oxyde abbauen lassen.

LITERATURHINWEISE

1. Ristici, J., Bul. ştiinţ. şi tehnic al IPT. Seria Chimie. Tom 19 (33), *2*, (1974).
2. Cooper, R. H., Pat. SUA 2767211, (1956); C.A. 3082 b, (1957).
3. Wendland, W. W., Analytica Chin. Acta. *Acta* (Amsterdam), *18*, 316—20, (1958); C. 758, (1960).
4. Datta, S. K., Zischrft. f. Anaby. Chem., *174*, 109—18, (1960); C. 12 576 (1961).
5. Fisel, F., D. Giurgiu, Studii şi Cercetări Ştiinţ. Chim.. Acad. R.P.R. Filiala Iaşi, *12*, 133—43, (1961); C. 6—0663, (1966).
6. Freeman, E. S., B. Carrolli, J. Phys. Chem., *62*, 394, (1958).

F 7414

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA"
TIMIŞOARA

MATEMATICĂ - FIZICĂ - MECANICĂ
TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

MECANICĂ

ELECTROTEHNICĂ

CONSTRUCŢII

CHIMIE

Tomul 20[34] Fascicola 2

IULIE–DECEMBRIE
1975

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA"
TIMIŞOARA

Tomul 20 (34) Fascicola 2

IULIE — DECEMBRIE
1975

COLEGIUL DE REDACȚIE

Prof. em. dr. doc. ing. GHEORGHE SILAȘ (redactor șef), acad. prof. dr. doc. ing. IOAN ANTON, prof. em. ing. CONSTANTIN AVRAM, m.c. al Academiei R.S.R., prof. dr. ing. MARIUS BORNEAS, prof. dr. ing. VASILE COCHECI, Acad prof. dr. doc. CORIOLAN DRĂGULESCU, prof. dr. O. EM. GHEORGHIU, prof cons. ing. VICTOR GHEORGHIU, prof. cons. dr. ing. GHEORGHE SAVII, acad. prof. em. ing. DAN MATEESCU, prof. dr. ing. IOAN NOVAC, prof. dr. ing. CONSTANTIN ȘORA.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA" TIMIŞOARA
Tom 20 (34) Fascicola 2 iulie-decembrie 1975

SUMAR

I. *MATEMATICA – FIZICA – MECANICA TEORETICA ŞI APLICATA*

N. BOJA: Asupra algebrei C_v asociate unei extensii finite cîmpului de gradul doi 129
M. BORNEAS: Principiul acţiunii ca principiu al drumului minim 132
T. BĂNZARU, N. CRIVAT: Structuri uniforme pe spaţiul părţilor unui spaţiu uniform şi cuasicontinuitatea aplicaţiilor multivoce 135
AURICA MUNTEANU, COLETA DE SABATA, C. MARCU, DOROTHEA MIHAILOVICI, E. CRIVEANU: Studiul experimental al acoperirilor protectoare de crom pe oţel 137
P. CRĂCIUN: Emisiunea exo-electronică a Al şi Mg activate prin procedee diferite 139
GH. SILAŞ, L. BRÎNDEU: Asupra folosirii variabilei complexe în studiul mişcării sistemelor vibropercutante 141
I. GROŞANU: Studiul influenţei raportului de transmisie variabil în dinamica unor agregate 143
DOINA BECHERESCU: Determinarea mişcărilor periodice cu ciocniri ale unei particule produse de o platformă vibrantă acţionată de un generator de vibraţii 147

II. *MECANICA*

D. CIOCLOV: Fiabilitatea elementelor metalice solicitate variabil 151
C. UNGUREANU, H. THEIL, N. OANCEA, H. GUTMAYER: Comportarea la sarcini variabile a generatorului de apă fierbinte GAMA-2 155
T. RAICA: Contribuţii la studiul posibilităţilor de ardere a combustibililor grei indigeni în motorul D-103. 157
P. SULEA: Cercetări privind introducerea maselor plastice indigene la frînarea vehiculelor feroviare 161
MAGDALENA CĂPROIU: Utilizarea unor metode grafice pentru stabilirea eficacităţii morii cu ciocane..... 165
VL. POPOVICI, C. ŞARLĂU, D. BOTH, D. RADU: Contribuţia catedrei utilajul şi tehnologia sudării la perfecţionarea unor tehnologii de sudare 169
V. BERINDEAN, W. BURGERMEISTER, Contribuţii la studiul şi cercetarea cu ajutorul legii lui Vibe a proceselor de ardere în motoare cu aprindere prin comprimare 172

III. *ELECTROTEHNICA*

V. POPESCU : Circuit electronic pentru comanda redresoarelor cu tiristoare 175
O. CRIŞAN, A. BUTA, B. LUSTREA, ST. KILYENI : Propuneri privind organizarea sistemului informaţional în cadrul IRE-urilor, în vederea asigurării datelor necesare activităţii de prognoză pentru consumul de energie electrică şi putere de vîrf 177
A. BUTA : Un nou argument în favoarea introducerii tensiunii de 765 kV în ţara noastră 180
C. ŞORA, SILVIA DOBRE : Studiul comportării generatorului Hall pe baza parametrilor introduşi prin alimentarea pe la ambele perechi de borne 183
ST. BARTZER : Cu privire la determinarea randamentelor transmisiei la calculul acţionărilor electrice 187
M. BRAŞOVAN, E. SERACIN, I. ŞORA, ST. BARTZER, M. PRODAN, ŞT. BĂLTEANU, V. HEŞCA, I. BALACI, D. POPOVICI, P. SCĂREANU, C. SCHUCH : Optimizarea indicatorilor energetici ai acţionării electrice la presele mecanice 193
GH. CONSTANTIN, E. CONSTANTIN : Contribuţii la teoria motorului liniar monofazat cu poli ecranaţi 196

IV. *CONSTRUCŢII*

N. BOJA, EUGENIA FILIMON : Influenţa asupra unui drum principal dintr-o reţea inelară de alimentare cu apă a celorlalte trasee ale reţelei 201
D. GUŢESCU, EUGENIA FILIMON, EUGENIA LUTE : Studiul asupra prognozei şi urmăririi tasărilor 204
R. FRIEDERICH, ANA EVA GAVRILESCU, G. GAVRILESCU : Programarea calculului şaibelor cu goluri 207
D. MATEESCU, R. IONESCU, F. REGEP : Cercetări de rezistenţă asupra unor ramificaţii de conducte de presiune 209
A. MIHĂESCU, I. PATCAS, GH. LUCACI, A. CREANGĂ, I. TARAN : Influenţa revibrării betonului, în perioada de priză a cimentului, asupra aderenţei dintre beton şi armătură 214
V. POPP, N. RACHIN, ZOE REGEP : Rigla tip „laviuri“ 217
M. RAFIROIU : Stabilirea unei noi fracţiuni de efort ce se poate utiliza în proiectarea structurilor îmbrăcămînţilor de asfalt 220

V. *CHIMIE*

V. COCHECI, ADRIANA MARTIN, R. TAUBERT, W. HUSZ : Cercetări cu privire la aplicarea antrenării cu agent termic la epurarea apelor reziduale ale unei distilării de lemn 223
V. COCHECI, R. TAUBERT, W. HUSZ, VIORICA DALEA : Studii asupra aplicării procedeului de extracţie la epurarea apelor reziduale ale unei distilării de lemn. Partea I-a 228
GH. FACSKO, MARIA PORAICU : Studiul cinetic al sistemului Tl^{3+}/Tl^{+} cu ajutorul tehnicii cu electrod vibrat 233
GH. CONSTANTINESCU, N. DEMIAN, C. AMBRUS : Combinaţii complexe ale Au (III) cu verde malachit substituit şi aplicaţiile lor analitice, Partea I 237
Z. GROPŞIAN, I. PĂRVU : Aliaje de Bi—Sb omogene 241

BULLETIN SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE „TRAIAN VUIA" TIMIŞOARA
Tome 20 (34) **Fasc. 2** **Juillet - Décembre, 1975**

SOMMAIRE

I. *MATHEMATIQUE – PHYSIQUE – MECANIQUE THEORIQUE ET APPLIQUE*

N BOJA: About the C_V Algebra Associated to a Finite Extension of the Second Degree of a K Field 129
M. BORNEAS: The Action Principle as Principle of Minimum Path 132
T. BĂNZARU, N. CRIVAT: Structures uniformes sur l'espace des parties d'un espace uniforme et quasicontinuité des applications multivoques 135
AURICA MUNTEANU, COLETA DE SABATA, C. MARCU, DOROTHEA MIHAILOVICI, E. CRIVEANU: Experimentelle Untersuchungen der auf Sthal niedergeschlagener Chromschutzüberzüge 137
P. CRĂCIUN: Exoelectron Emission in Al and Mg Activated by Different Techniques 139
GH. SILAŞ, L. BRÎNDEU: Über die Anwendung der komplexen Veränderlichen beim Studium von Stossschwingungsysteme..... 141
I. GROŞANU: Investigation on the Influence of the Variable Reduction Ratio upon the Dynamic Behaviour of Some Assemlies 143
DOINA BECHERESCU: Die Bestimmung von periodischen Schwingungen eines Stössels auf einem Schwingkörper, der von einem Schwingungserzeuger in Bewegung gesetzt wird 147

II. *MECANIQUE*

D. CIOCLOV: The reliability of metallic elements under variable loading
C. UNGUREANU, H. THEIL, N. OANCEA, H. GUTMAYER: Das Verhalten des Heisswasserkessels GAMA-2 bei veränderlichen Belastung 151
T. RAICA: Beiträge zum Studium der Verbrennungsmöglichkeiten von schweren einheimischen Brennstoffen im D-103 Motor 155
P. SULEA: Untersuchungen zur Einführung von inländischen Kunststoffen zum bremsen von Schienenfahrzeugen 157
VL. POPOVICI, C. ŞARLĂU, D. BOTH, D. RADU: Contributions de la chaire de soudure sur le perfectionnement de certaines tehnologies de sondage 161
MAGDALENA CĂPROIU: The use of graphical methods for the determination of the efficiency of hammer mills 169
V. BERINDEAN, W. M. BURGERMEISTER: Contributions to the study and research of the modelling by the Vibe law of the combustion processes in the compression-ignition engines 172

III. *ELECTROTECHNIQUE*

V. POPESCU : Electronic circuit for triggering thyristors rectifiers 175
O. CRIŞAN, A. BUTA, B. LUSTREA, ST. KILYENI : Propositions concernant l'organisation du systeme informationnel en cadre d'I.R.E.-s en vue d'assurence des dates nécesaires a l'activité de prognose pour la consumation d'énergie electrique et puisance de crête 177
A. BUTA : New argument to support the introduction of new high voltage înour country 180
C. ŞORA, SILVIA DOBRE : Study on the Hall generator behaviour on the basis of parameters introduced by supoly through both terminal pairs 183
ST. BARTZER : Über die Bestimmung der Getriebewirkungsgrade bei der Berechnung elektrischer Antriebe 187
M. BRAŞOVAN, E. SERACIN, I. ŞORA, M. PRODAN, ST. BARTZER, ŞT. BĂLTEANU, I. BĂLACI, V. HEŞCA, D. POPOVICI, P. SCĂREANU, C. SCHUCH : Optimisierung elektrischer Faktoren bei den elektrischen Antrieben mechanischer Pressen 193
GH. CONSTANTIN, E. CONSTANTIN : Beitrag zur Theorie des Liniar-spalt motors 196

IV. *CONSTRUCTIONS*

N. BOJA, EUGENIA FILIMON : The influence of some water flows in a network on the principal water flow in a water suppli ring network 201
D. GUŢESCU, EUGENIA FILIMON, EUGENIA LUTE : Studium über die Vorhersage und messung der Setzungen 204
R. FRIEDRICH, ANA EVA GAVRILESCU, G. GAVRILESCU : Programmierung der Berechnung von Scheiben mit Öffnungen 207
D. MATEESCU, R. IONESCU, F. REGEP : Strength tests on pressure pipe branches 209
A. MIHAIESCU, I. PATCAŞ, GH. LUCACI, A. CREANGĂ, I. TARAN : Einflus des wiederholten Betonrüttelns während der Abbindezeit des Zements auf den verbund zwischen Beton Bewehrung 214
V. POPP, N. RACHIN, ZOE REGEP : La règle type lavis 217
M. RAFIROIU : Finding a new stress function to be used in the structural desing of asphalt pavements 220

V. *CHIMIE*

V. COCHECI, ADRIANA MARTIN, R. TAUBERT, W. HUSZ
Researches on the application of stripping method to the purification of the waste water from a wood distillery 223
V. COCHECI, R. TAUBERT, W. HUSZ, VIORICA DALEA : Researches on the application of extraction method to the purification of waste waters from a wood distillery. I 228
GH. FACSKO, MARIA PORAICU : Kinetic study of the Tl^{3+}/Tl^{+} by means of the vibration technique of the electrode 233
GH. CONSTANTINESCU, N. DEMIAN, C. AMBRUS : Complex compounds between substituted malachite-green and Au (III) and their analitical applications. I 237
Z. GROPŞIAN, I. PĂRVU : Homogeneous Bi—Sb alloys 241

Profesor universitar emerit

Dr. doc. ing. PLAUȚIUS ANDRONESCU

În ziua de 4 noiembrie 1975 a încetat din viață, în etate de 82 ani, profesorul emerit, doctor docent Plauțius Andronescu, remarcabil om de știință și distins pedagog.

Activitatea profesorului Plauțius Andronescu este strîns legată de începuturile și apoi dezvoltarea Institutului Politehnic din Timișoara. În cadrul acestui institut de învățămînt superior, profesorul Pl. Andronescu a desfășurat o activitate creatoare, fără întrerupere, vreme de aproape 50 de ani, ultimii 10 ani în calitate de profesor consultant. De numele profesorului Pl. Andronescu este legată înființarea și apoi dezvoltarea catedrei de Electrotehnică devenită ulterior Bazele electrotehnicii, pe care a condus-o cu toată competența și răspunderea.

Pionier în domeniul electrotehnicii, profesorul Pl. Andronescu este creatorul unei școli românești de electrotehnică teoretică. Activitatea științifică este concretizată într-un mare număr de cărți și articole științifice publicate în reviste de mare prestigiu. Prin rezultatele remarcabile obținute în această activitate, personalitatea profesorului Pl. Andronescu a devenit bine cunoscută, fiind deosebit de apreciată atît în țară cît și peste hotare. Dintre preocupările mai reprezentative pot fi menționate cele referitoare la : problema mult discutată în literatură a sistemelor de unități ; încadrarea fenomenului electromagnetic într-o structură matematică adecvată ; problema puterii și energiei electromagnetice ; fenomenul deformației în limitele elasticității ; contribuții la studiul și calculul transformatoarelor și mașinilor electrice ; aplicarea calculului operațional în electrotehnică ; efectele galvanomagnetice la semiconductori și altele. Întreaga sa activitate științifică se caracterizează printr-o pronunțată notă de originalitate, atît în ceea ce privește modul de abordare al problemelor cît și soluțiile date.

Pentru rezultatele deosebite obținute în activitatea didactică și științifică profesorul Pl. Andronescu a fost distins cu medalii și ordine ale R.S.R.

Moartea profesorului Pl. Andronescu constituie o grea pierdere pentru învățămîntul superior. Personalitatea sa complexă și puternică va rămîne vie în memoria noastră.

COLEGIUL DE REDACȚIE

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ȘI APLICATĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

ABOUT THE C_ν ALGEBRA ASSOCIATED TO A FINITE EXTENSION OF THE SECOND DEGREE OF A K FIELD

BY

N. BOJA

In this note we intend to introduce an algebra of hypercomplex numbers which generalizes the algebra of the common complex numbers. In this sense we use: a) a „complex system" C_ν (Def. 1) which includes, in particular, the field of complex numbers, the set of double and dual numbers, and b) certain second degree finite extensions of a K field.

Definition 1. A C_ν „complex numerical system" is an configuration $\{C, +,.,K, \nu\}$, for which

(i) $\{C, +,.\}$ is a commutative field

(ii) K is an ordinated subfield of C

(iii) $\nu \in C$ and $\nu^2 = q \in K$

(iv) $\forall \psi \in C$, $\exists x, y \in K$ as $\psi = x + \nu y = \psi(\nu)$. ▲

The K field will be called the *basic field* of the C_ν complex system and ν — the „imaginary element".

Proposition 1. If we place $Z_{<q>} = K^2$, where K is an ordinate field and we consider for every $q \in K$ the $\iota: C \to Z_{<q>}$ isomorphism defined by $\iota(\psi) = (x, y)$, and the operations in C are given by $\psi_1 + \psi_2 \to (x_1 + x_2, y_1 + y_2)$, $\psi_1 \cdot \psi_2 \to (x_1 x_2 + q y_1 y_2, x_1 y_2 + x_2 y_1)$, then $C_\nu = \{C, +,., K, \nu\}$ is a complex sistem. ▷

The demonstration is imediate. &

We can widen the considered complex system, after the known model ([5], [6]) for the double or dual numbers, by attaching to C its improper elements [1]: ∞ $(q<0)$; ∞, ω $(q=0)$; ∞, ω_1, ω_2, σ_1, σ_2 $(q>0)$. We obtain the field C^*, commutative, with all elements inversable, which, in every considered case will be, respectively

a) $C^* = C \cup \{\infty\}$

b) $C^* = C \cup \{\infty, \omega\}$

c) $C^* = C \cup \{\infty, \omega_1, \omega_2, \sigma_1, \sigma_2\}$

where we have placed

$$\frac{1}{0} = \infty\,; \quad \frac{1}{\nu} = \omega\,; \quad \frac{1}{\sqrt{q} + \nu} = \omega_1\,, \quad \frac{1}{\sqrt{q} - \nu} = \omega_2\,, \quad \frac{\sqrt{q} - \nu}{\sqrt{q} + \nu} = \sigma_1\,, \quad \frac{\sqrt{q} + \nu}{\sqrt{q} - \nu} = \sigma_2$$

The automorphism $- : C^* \to C^*$ is usually defined, so that for those ψ elements which have inverse (and, in this case the condition $\psi \neq 0$ solely is not sufficient), this will be $\psi^{-1} = (x/x^2 - qy^2) + \nu(-y/x^2 - qy^2)$.

Observation 1. By virtue of the considered isomorphism we can interpret the elements of C_ν as points of a plane having the coordinates x, y which define the element $(x, y) \in Z_{<q>}$. According to the value of q we use for the corresponding complex planes the symbols [1]:

Z_E — when $q<0$ (in particular, $Z_{<-1>}$ is the common complex plane),

Z_P — when $q=0$ is the plane of the dual numbers,

Z_H — when $q>0$ (in particular, $Z_{<+1>}$ is the plane of the double numbers).

Observation 2. The set C with the elements $\psi(\nu)$ specified by (iii) and (iv) endowed with the operations $+,.$ already defined above in which the multiplication with scalar quantities from K is the common homothety constitutes a second rank associative algebra with $\{1, \nu\}$ basis. We shall write same C_ν.

Proposition 2. Any of the two complex systems $\{C, +,., K, \nu\}$ and $\{C', +,., K', \nu'\}$, if a single isomorphism of the subfields K and K' exists, then the C_ν and $C'_{\nu'}$ algebras are isomorphic. ∎

It is sufficient to state the isomorphism for the C and C' fields.

We consider the $\theta : C \to C'$ mapping defined by $\theta(\psi(\nu)) = \theta(x) + \theta(y)\nu'$, whee $\psi(\nu) \in C$ (with $x, y \in K$), so that its restriction $\theta|K$ should be an isomorphism of K on K'. Then (according to [4], 130) θ is an isomorphism. For every other isomorphism $\theta_1 : C \to C'$ we have, on the basis of the hypothesis and of the property (ii), $\theta_1|K = \theta|K$. Thus, because θ_1 applies K on K' and leads ν in ν', we have $\theta_1(\psi(\nu)) = \theta_1(x) + \theta_1(y)\,\theta_1(\nu) = \theta(x) + \theta(y)\,\nu' = \theta(\psi(\nu))$, i.e. $\theta_1 = \theta$. &

Because, by (ii) K is an ordinated field, its characteristic will be zero (accordind to [8], 219). But then it will comprise as first subfield a field k, isomorphic with the field Q of the rational numbers (or it will comprise Q). We make $k = Q$ and consider its extension K as any of the fields R or Q_p. Let $\mathfrak{D} \subset K$ be a (commutative) ring with unity ($1 \in K$) and without dividers of zero. We note by $\mathfrak{E}$ the multiplicative group of the divisors of the unity element of $\mathfrak{D}$, these group's elements are named, for short, the *unities* of the ring. For every unity ε of $\mathfrak{D}$ there exists an $\alpha \in \mathfrak{D}$, so that $\varepsilon\alpha = 1$. If $\varepsilon \in \mathfrak{E}$ and $\varepsilon' \in \mathfrak{E}$, then, on the basis of the commutativity of $\mathfrak{D}$, we have $\varepsilon\varepsilon' \in \mathfrak{E}$. In every considered case, $\mathfrak{D}$ will be the ring of the integers numbers of K, i.e.- the Z ring of the rational integers in $\mathbf{R}$ or the Z_p ring of the p-adic integers in $\mathbf{Q}_p$ (the symbol Z_p appears everywhere in this note with the significance specified, differing from that currently used in literature for field of the modulo p rests'classes, $Z_p = Z/pZ$, who not to have here). In Z we have $\mathfrak{E} = \{-1, 1\}$, and in Z_p — $\mathfrak{E} = \{\varepsilon \mid \varepsilon = \sum_{j=0}^{\infty} c_j p^j,\ 0 \leqslant c_j < p \text{ and } c_0 \neq 0\}$, the last requirement representing the necessary and sufficient condition for the p-adic integer ε to be a unity of $\mathfrak{D}$.

Let $K[t]$ be the polynomial ring of t with coefficients from K. We fix an element $q \in K$, which is not square in K, i.e. in R we should have $q<0$ and in Q_p (field of p-adic numbers) — $-q = p^m \varepsilon$ ($\varepsilon \in Z_p$) and m is an odd rational number or the coeficient c_0 of the p-adic unit $\varepsilon = \sum_{j=0}^{\infty} c_j p^j$ (With $0 \leqslant c_j < p$ and $c_0 \not\equiv 0 \pmod p$) is not a modulo p square remainder. We consider the polynom $\varphi(t) = t^2 - q \in K[t]$. Evidently, this is irreducible over K.

Theorem 1. If C is a field accepting K as subfield and having the properties from Def. 1 and $\varphi(\,)$ is the minimal polynom of the $\nu \in C$ element, then there are a second degre finite extension $K(\nu)$ of K and this coincides with C. ∎

Evidently, from Def. 1 results that C is a finite extension of K, written C/K and having the degre $[C : K] = 2$. But then this is an algebraic extension ([3], Theor. 12.7.1), so, in particuler, the ν element of the extension C/K will be algebrically over K; it is, according to condition (iii), the rot of polynom $\varphi(t)$, which, by hypothesis is its minimal polynom. As $\varphi(t)$ is of the second degree, the elements $1, \nu$ will be linearlyindependent over K and we consider all formal linear combinations of type $\{a_0 + a_1\nu\}$ with coefficients a_0, a_1 real or p-adics. Its set we write $K(\nu)$. Let be $\xi = \psi_1(\nu)$ and $\eta = \psi_2(\nu)$, where $\psi_1(t), \psi_2(t) \in K[t]$ and have $\leqslant 1$ degre. We thus obtain $\xi, \eta \in K(\nu)$, Writing $\sigma(t)$, $\rho(t)$, respective, the sum $\psi_1(t) + \psi_2(t)$ of the polynoms ψ_1 and ψ_2 (as is

known for the general case of the hypercomplexes algebras) the remainder of the division by $\varphi(t)$ of the product of these polynoms $\psi_1(t).\psi_2(t)=\varphi(t)\,Q(t)+\rho(t)$, we obtain $\xi+\eta=\sigma(\nu)$ and $\xi.\eta=\rho(\nu)$, because $\varphi(\nu)=0$. Because gr. $\rho(t)\leqslant 1$, it folows that $\rho(\nu)\in K(\nu)$.

Endived with these operations, the set $K(\nu)$ is a field. This forms (according to [2], Theor. 3,452) the intermediate field of the extension C/K and the extension $K(\nu)/K$ is finite and is of second degree. From the formula ([7], chapter VII, Prop. 2) $[C:K]=[C:K(\nu)].[K(\nu):K]$ it results $[C:K(\nu)]=1$.

Moreover, as gr. $\varphi(t)=[C:K]$, results that ν, whose minimal polynom is $\varphi(t)$, whill be a primitive element of C against K.

Thus C/K is a simple finite extension and we have $K(\nu)=C$. &

Proposition 3. The C_ν algebra is unically determined up to an isomorphism, by the given minimal polynom $\varphi(t)$.

This proposition is a consequence of Theor. 1 and of Prop. 2.

In virtue of the former theorem, every C_ν complex system, having the base field K, defines by the polynom $\varphi(t)$ a second degree extension C/K of K.

Because here K is one of the Q_p p-adic fields (when p crosses the prime numbers set) or R^* and between these fields there is no isomorphism, it follows that, in this case, it is rational for us to consider two complex systems $C_\nu=\{C,+,.,K,\nu\}$ and $C'_{\nu'}=\{C',+,.,K,\nu'\}$ with the same basic field K. Their algebraic elements over K — $\nu\in C$ and $\nu'\in C'$ accept, by hypothesis, the same minimal polynom $\varphi(t)\in K[t]$. Be it C/K and C'/K the corresponding extensions of K. In these conditions it is known ([2], Theor. 4, 453) that there exists a single isomorphism θ of the field $K(\nu)$ on $K(\nu')$, so that $\theta(\nu)=\nu'$, $\theta|K=id_K$.

But according to the former theorem these fields coincide with C and C' respectively which will thus be isomorphic.

Then, if $\psi(\nu)=\lambda\psi_1(\nu)$, with $\lambda\in K$ and $\psi,\psi_1\in C$, we have $\theta(\psi(\nu))=\lambda\theta(\psi_1(\nu))$ and the proposition is demonstrated. &

The same final result is obtained when we should have placed in Prop. 2, $K=K'$ and $\theta|K=id_K$.

Finally, stopping only in the case $K=R$, it folows that the extensions C/R corresponding to the polynom $\varphi(t)$, lead to fields isomorphic with the field of complex numbers C — a result that is conformable to the known Frobenis theorem relative to the finite extensions of R.

BIBLIOGRAPHY

1. Boja, N., Stanciu, P., Über die Gruppe der bilinearen Transformationen in der Ebene $Z_{<u>}$; Analele Univ. Timişoara, VII, 1, (1969), 43—54.
2. Borevici, Z. I., Safarevici, I. P., *Teoria cisel*, Izd. „Nauka", Moskva, 1972.
3. Galbură, Gh., *Algebră*, Ed. did. şi ped., Bucureşti, 1972.
4. Gleason, A. M., *Fundamentals of Abstract Analisis*, Addison-Weslei Publ. Comp. ,London, 1966.
5. Iaglom, I. M., Proiectivnoe meroopredelenia na ploskosti i complexnîie cisla, Trudî Sem. po vect. i tenz. analiza, Moskva, (1948), 276—318.
6. Iaglom, I. M., Komplexnîie cisla i ih primenenie v geometrii, Gos. Izd. Mat., Moskva, 1963.
7. Lang, S., *Algebra*, Addison Weslei Publ. Comp., 1965.
8. Waerden, Vander, *Moderne Algebra*, I, Springer Verlag, Berlin, 1937.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

THE ACTION PRINCIPLE AS PRINCIPLE OF MINIMUM PATH

BY

M. BORNEAS

It is well known that the space defined by Newton [1] has a Euclideian character, character lost by the space of the general relativity [2]. We think both aspects can be associated if we take account of Becker's assertion [3] which, after a profound discussion, shows that we must work with a non-Euclidian geometry, but not necessarily with a non-Euclidian space. We shall accept a duality of the space, constituted by a primordial form — let us call it protospace — and a manifest form — the space of the phenomena —, which in Becker's meaning is a universal field, with metric structure. Starting from the principle that nature has primordially no preferences, the protospace must have a Euclidian character, with an infinite number of dimensions, while the space of the phenomena may be in general non-Euclidian.

On the other hand, another fundamental principle is the principle of the unity of the physical world. In this sense the space and its content form a unity at primordial level ; as space is a primary notion [4], keeping in view the above considerations, the protospace must represent this unity. Then the coordinates of the protospace α_ε, the protocoordinates, generate all quantities in the space of the phenomena therefore they have a physical-geometrical character. Because the space of the phenomena has a finite number of dimensions, a finite section Ξ must be considered across the protospace, on which intrinsic protocoordinates β_ρ^Ξ can be defined.

The physical phenomenon means the passage from one physical state to another, that is from some values of the physical quantities to other values, which expressed in the protospace means the passage from one point to another. It is a natural presumption that the actual physical phenomenon corresponds to the minimum path i.e.

$$\int_1^2 d\sigma = \int_1^2 \sqrt{\sum_\rho \sum_\tau \gamma_{\rho\tau}^\Xi \, d\beta_\rho^\Xi \, d\beta_\tau^\Xi} = \text{minimum} \tag{1}$$

where $d\sigma$ is the element of „length" in the protospace, $\gamma_{\rho\tau}^\Xi$ are the transformation coefficients of α_ε into β_ρ^Ξ, considering the convergence ensured because of the physical character of the protospace. The differentials $d\beta_\rho^\Xi$ are obtained by the passage to the limit of the increments $\Delta\beta_\rho^\Xi$, related to the variations of the parameters describing the phenomena in space time. If z_ι^Ξ are variables associated to a point in the space of the phenomena, $\zeta_\varkappa^\Xi$ some variables associated to a moment of time. $\overline{\overline{W}}_\lambda$ absolute and independent magnitudes characterizing the physical phenomena (tensors of any order), and Ω_φ^Ξ functionals depending in general on z_ι^Ξ, $\zeta_\varkappa^\Xi$, $\overline{\overline{W}}_\lambda$ and their derivatives, the simplest relation between the increments of the protocoordinates and the increments in the space of the phenomena is

$$\Delta\beta_\rho^\Xi = e_\rho^\Xi \prod_\varphi \Delta\Omega_\varphi^\Xi \prod_\iota \Delta z_\iota^\Xi \prod_\varkappa \Delta\zeta_\varkappa^\Xi . \tag{2}$$

This is the dynamic relation indicating the „birth" of the quantities in the space of the phenomena. The entities e_ρ^Ξ determine the passage between the two sides of the physical world ; from mathe-

matical point of view they are operators. Thus Eq. (2) represents a sort of generalization of Newton's law.

Because all protosections, or at least a large number of them, are equally entitled, the space and time variables of above can be substituted by the space coordinates x^a and a time variable ϑ, thus from (2) we obtain in the limit

$$d\beta_{\rho}^{\Xi}=e_{\rho}^{\Xi}\prod_{\varphi}\tilde{d}\Omega_{\varphi}^{\Xi}\prod_{a}dx^{a}\,d\vartheta \tag{3}$$

where $\tilde{d}\Omega_{\varphi}^{\Xi}$ means the limit of the increment of Ω_{φ}^{Ξ} with respect to x^a and ϑ by mean of the magnitudes $\overline{\overline{W}}_{\lambda}$.

In order to fulfil condition (1), and keeping in view (3), we must have.

$$\delta\int_{1}^{2}\prod_{a}dx^{a}\,d\vartheta\sqrt{\sum_{\rho}\sum_{\tau}\gamma_{\rho\tau}^{\Xi}\left(e_{\rho}^{\Xi}\prod_{\varphi}\tilde{d}\Omega_{\varphi}^{\Xi}\right)\left(e_{\tau}^{\Xi}\prod_{\psi}\tilde{d}\Omega_{\psi}^{\Xi}\right)}=0. \tag{4}$$

One is aware that this equation, with the root as Lagrangian density, constitutes precisely the action principle, which thus gets the natural interpretation of principle of minimum path in the protospace. In this way, identifying different expressions under the integral with observable physical magnitudes, the „action" of different phenomena gets a common source.

Obviously condition (1) involves also [5]

$$\delta^{2}\int_{1}^{2}d\sigma>0 \tag{5}$$

relation which may contribute with supplementary informations on the phenomena, perhaps some considerations about the „time arrow".

If Q_{ξ} are the generalized coordinates from the Lagrangian, being the components of the magnitudes $\overline{\overline{W}}_{\lambda}$ as well as other magnitudes, relation (4) allows the deduction [6] of equations

$$\sum_{M}\sum_{(M)f\ldots}(-1)^{M}\frac{\partial^{M}}{\partial x^{f}\ldots}\,\frac{\partial\mathfrak{L}}{\partial Q_{\xi(M)f\ldots}}=0 \tag{6}$$

$Q_{\xi(M)f\ldots}$ being the M-th order derivative with respect to x^f, etc., and $\sum_{(M)f\ldots}$ meaning M sums over f, etc. Equations (6) represent the field equations in the space of the phenomena.

On the other hand, if a calculation of the variation of the integral (4) is made including variations at the boundary [7], taking into account Eq. (6) and the extension of a theorem from mathematics [8], some conservation laws can be obtained.

For the developed writing of Eq. (6) the variations $\tilde{d}\Omega_{\varphi}^{\Xi}$ must be expressed. In the case of a four-dimensional space-time with Riemannian geometry we can write

$$ds^{2}=\sum_{h}\sum_{j}g_{hj}\,dx^{h}\,dx^{j} \tag{7}$$

$$(h,\,j=1,\,2,\,3,\,4)$$

g_{kj} being the fundamental metric tensor, and $\tilde{d}\Omega_{\varphi}^{\Xi}$ gets the form

$$\tilde{d}\Omega_{\varphi}^{\Xi}=\sum_{\xi}\sum_{K}\sum_{(K)u\ldots}\frac{\partial\Omega_{\varphi}^{\Xi}}{\partial Q_{\xi(K)u\ldots}}\,DQ_{\xi(K)u\ldots} \tag{8}$$

where D denotes the absolute (covariant) differential.

It is obvious that the components of the metric tensor are also generalized coordinates in the Lagrangian. Consequently one can write down an equation also of the form

$$\sum_{M(M)}\sum_{f}\ldots(-1)^{M}\frac{\partial^{M}}{\partial x^{f}_{\ldots}}\frac{\partial}{\partial g^{hj}_{(M)f\ldots}}\left(\sum_{\rho}\sum_{\tau}\gamma^{\Xi}_{\rho\tau}e^{\Xi}_{\rho}e^{\Xi}_{\tau}\right)^{1/2}\times$$

$$\times\prod_{\varphi}\sum_{\eta}\sum_{K}\sum_{(K)u}\ldots\frac{\partial\Omega^{\Xi}_{\varphi}}{\partial Q^{W}_{\eta(K)u\ldots}}DQ^{W}_{\eta(K)u\ldots}=0 \qquad (9)$$

where Q^{W}_{η} are all generalized coordinates except g_{hj} ($Dg_{hj}\equiv 0$). Such an equation may lead to the laws of the gravitational field.

Now, we can extend the meaning of the variation $\tilde{d}\Omega^{\Xi}_{\varphi}$. Because all protosections Ξ are equally entitled, we can consider the increment of Ω^{Ξ}_{φ} in respect also with a passage to a neighbouring protosection, and we can write

$$\tilde{d}\Omega^{\Xi}_{\varphi}=\sum_{\xi}\sum_{K(K)}\sum_{u}\ldots\frac{\partial\Omega^{\Xi}_{\varphi}}{\partial Q_{\xi(K)u\ldots}}(DQ_{\xi(K)u\ldots}+\delta Q_{\xi(K)u\ldots}) \qquad (10)$$

where δ is liable to be inferred [9]. The absolute differential in a Weyl space with gauge metric [10] has the same form of the sum $DQ+\delta Q$.

The inclusion of some considerations of non-localizability leads also to a supplementary term in the variation of Ω^{Ξ}_{φ} [11].

In conclusion, we think that the space duality assumed by our theory removes some of the difficulties related to the concept of space-time. This concept has been often submitted to criticism [12] [13] [14] [15] [16] [17], and any new explanations are useful.

On the other hand, the principle of action, from a merely heuristic value, gets the character of a fundamental law of nature.

REFERENCES

1. Newton I., *Philosophiae Naturalis Principia Mathematica*, Editia terta Londini, 1726 (roum. trans. 1956).
2. Einstein A., *The Meaning of Relativity*, Princeton University Press, 1955.
3. Becker O., *Grösse und Grenze der mathematischen Denkweise*, Verlag Karl Alber, Freiburg/München, 1959.
4. Fock V., *Theorie von Raum, Zeit und Gravitation*, Akademie-Verlag Berlin, 1960.
5. Lavrentiev M. A. and Liusternik L. A., *Curs de calcul variațional* (trans. from russian), Ed. tehnică, București, 1955.
6. Borneas M., Nuovo Cimento, 1960, *16*, 806.
7. Borneas M., Phys. Rev., 1969, *186*, 1289.
8. Gheorghiu O. Em., Bull. Sci. de l'Ecole polytechn. Timișoara, 1946, *12*, 1.
9. Plăcinţeanu I., *Vectori, potenţiali, tensori*, Ed. A. Gheorghiu, Iași, 1942.
10. Eddington A. S., *Espace, temps et gravitation*, Ed. J. Hermann, Paris, 1921.
11. Zăgănescu M. and Drecin Gh., Lucr. șt. Inst. ped. Timișoara, 1961, 211.
12. Ambartzumian V. and Ivanenko D., Zs. f. Phys., 1930, *64*, 563.
13. Heisenberg W,. Zs. f. Phys., 1936, *101*, 35.
14. Newmann E., Phys. Rev., 1959, *114*, 1931.
15. Zimmermann E. J., Am. J. Phys., 1962. *30*. 97.
16. Lubkin E., Nuovo Cimento, 1964, *32*, 171.
17. Smrz P., Lett. Nuovo Cimento (I), 1969, *1*. 488.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

STRUCTURES UNIFORMES SUR L'ESPACE DES PARTIES D'UN ESPACE UNIFORME ET QUASICONTINUITÉ DES APPLICATIONS MULTIVOQUES

PAR

T. BÂNZARU et N. CRIVAT

Dans [1] E. Michael s'occupe de differentes topologies sur l'espace des parties d'un espace topologique donné et applique certains de ces resultats aux applications multivoque continues. Nous nous occuperons dans ce qui suit de certaines propriétés des enturages d'une uniformité definie sur l'espace des parties d'un espace uniforme donné et nous lierons celles-ci par des applications multivoques quasicontinues.

Soit $(Y, \mathfrak{K})$ une espace uniforme donné de uniformité $\mathfrak{K}$ et soit $\mathfrak{Z}_0(Y)$ l'ensemble des parties non vides de Y. Sur cet ensemble nous allons definir une uniformité construite à l'aide des entourages de forme $\mathcal{U}_K \subset \mathfrak{Z}_0(Y)\, x\mathfrak{Z}_0(Y)$

$$\mathcal{U}_K = \{(U, V) : U \subset K(V), \quad \forall y \in V, \quad K(y) \cap U \neq \emptyset\}$$

pour tout entourage $K \in \mathfrak{K}$.

Notons $\mathcal{U}_{\mathfrak{K}} = \{\mathcal{U}_K\}_{K \in \mathfrak{K}}$ et montrons que c'est une uniformité sur l'ensemble $\mathfrak{Z}_0(Y)$.

Verification des axiomes

$\mathcal{U}_1$: $\forall\, \mathcal{H}_K \in \mathcal{U}_{\mathfrak{K}} \Rightarrow \mathcal{H}_K \supset \mathfrak{D}$, où $\mathfrak{D} = \{(X, X) : X \in \mathfrak{Z}_0(Y)\}$.

En effet si $K \in \mathfrak{K}$ donc $\forall\, X \subset Y \Rightarrow X \subset K(X)$ et $\forall\, y \in X$, $K(y) \cap X \neq \emptyset$ car $y \in K(y)$, $\forall y \in X$.

$$\mathcal{U}_2 : \mathfrak{A} \supset \mathcal{H}_K \in \mathcal{U}_{\mathfrak{K}} \Rightarrow \mathfrak{A} \in \mathcal{U}_{\mathfrak{K}}\,.$$

Soit $K' = \bigcup_{(A, B) \in \mathfrak{A}} (B \times A) \cdot K' \supset K$, donc $K' \in \mathfrak{K}$.

$\mathcal{U}_3$: Soient $\mathcal{H}_{K_1}$ et $\mathcal{H}_{K_2} \in \mathcal{U}_{\mathfrak{K}}$ alors :

$$\mathcal{H}_{K_1} \cap \mathcal{H}_{K_2} = \{(U, V) : U, V \subset Y, \ U \subset K_1(V), \ U \subset K_2(V) \text{ et } \forall v \in V \Rightarrow$$

$$\Rightarrow K_1(v) \cap U \neq \emptyset \text{ et } K_2(v) \cap U \neq \emptyset\} = \{(U, V) : U \subset K_1(V) \cap K_2(V) \text{ et}$$

$$\forall v \in V \Rightarrow U \cap K_1(v) \neq \emptyset \text{ et } U \cap K_2(v) \neq \emptyset\}.$$

Mais $\mathcal{H}_{K_1 \cap K_2} = \{(A, B) : A \subset (K_1 \cap K_2)\ (B)$ et $\forall\, b \in B \Rightarrow (K_1 \cap K_2)\ (b) \cap A \neq \emptyset\} =$

$$= \{(A, B) : A \subset (K_1 \cap K_2)\ (B) \text{ et } \forall\, b \in B \Rightarrow A \cap (K_1(b) \cap K_2(b)) \neq \emptyset\}.$$

$\mathcal{U}_4$: $\mathcal{H}_K \in \mathcal{U} \Rightarrow \mathcal{H}_K^{-1} \in \mathcal{U}_{\mathfrak{K}}$.

Soit $K' \in \mathfrak{K}$ entourage symetrique tel que $K' \subset K$ alors $\mathcal{H}_{K'} \subset \mathcal{H}_K^{-1}$. En effet, $\forall\, (U, V) \in \mathcal{H}_{K'} \Leftrightarrow$ $\Leftrightarrow U \subset K'(V)$ et $\forall v \in V$, $K'(v) \cap U \neq \emptyset \Leftrightarrow \forall u \in U$, $\exists v' \in V : (v', u) \in K'$ et $\forall v \in V$, $\exists u \in U : (v, u) \in K' \Leftrightarrow \forall u \in U$, $\exists v' \in V$, $v' \in K'(u)$ et $\forall v \in V$, $\exists u \in U : v \in K'(u) \Leftrightarrow \forall u \in U$, $K'(u) \cap V \neq \emptyset$ et v $V \subset K'(U) \Rightarrow \forall u \in U$, $K(u) \cap V \neq \emptyset$ et $V \subset K(U)$, c'est à dire $(V, U) \in \mathcal{H}_K \Leftrightarrow (U, V) \in \mathcal{H}_K^{-1}$.

$$\mathcal{U}_5 : \forall \mathcal{H}_K \in \mathcal{U}_{\mathfrak{K}}, \ \exists \mathcal{H}_L \text{ tel que } \mathcal{H}_L \circ \mathcal{H}_L \subset \mathcal{H}_K\,.$$

Soit L un entourage symetrique tel que $L \circ L \subset K$. Alors $\mathcal{H}_L \circ \mathcal{H}_L \subset \mathcal{H}_K$.

De cette façon, l'espace des parties devient un espace uniforme. Il est interessant de savoir ce que nous pouvons dire sur la liaison qui existe entre les entourages $\mathcal{H}_K$ et K comme ensembles des espaces topologiques produit engendrés par les uniformités respectives.

P r o p o s i t i o n 1. Si l'ensemble $\mathcal{H}_K$ est un ensemble ouvert dans la topologie de l'espace produit $\mathfrak{L}_0(Y)\, x\, \mathfrak{L}_0(Y)$, alors K est un ensemble ouvert dans l'espace topologique produit YxY.

Demonstration.

$$\forall (U, V) \in \mathcal{H}_K \Rightarrow \exists\, \mathcal{H}_H,\ \mathcal{H}_H(U)\, x\, \mathcal{H}_H(V) \subset \mathcal{H}_K.$$

Soit $(x, y) \in K \Leftrightarrow (\{y\}, \{x\}) \in \mathcal{H}_K$ car $(x, y) \in K \Leftrightarrow y \in K(x) \Leftrightarrow \{y\} \subset K(x) \Leftrightarrow \{y\} \cap K(x) \neq \emptyset \Leftrightarrow$ $\Leftrightarrow (\{y\}, \{x\}) \in \mathcal{H}_K$. Puisque $(\{y\}, \{x\}) \in \mathcal{H}_K \Rightarrow \exists H : \mathcal{H}_H(\{y\})\, x \mathcal{H}_H(\{x\}) \subset \mathcal{H}_K$.
Soit $(t, z) \in H(x)\, xH(y) \Leftrightarrow t \in H(x)$ et $z \in H(y) \Leftrightarrow \{t\} \subset H(x)$ et $\{z\} \subset H(y) \Leftrightarrow \{t\} \in \mathcal{H}_H(\{x\})$ et $\{z\} \in \mathcal{H}_H(\{y\}) \Leftrightarrow (\{z\}, \{t\}) \in \mathcal{H}_H(\{y\})\, x\, \mathcal{H}_H(\{x\}) \subset \mathcal{H}_K \Rightarrow (\{z\}, \{t\}) \in \mathcal{H}_K \Leftrightarrow (t, z) \in K \Leftrightarrow$ $\Leftrightarrow H(x)\, xH(y) \subset K$, donc K est un ouvert dans l'espace produit YxY.

Nous pouvons maintenant caracteriser la quasicontinuité des applications multivoques à l'aide des fonctions. Pour cela definissions au prealable la notion d'application multivoque quasicontinue.

Definition. Nous dirons que l'application multivoque, $F : (X, \tau) \to (Y, \tau')$, ou X et Y sont des espaces topologiques de topologies respectivement τ et τ', est quasicontinue au point $x \in X$ si quel que soit un voisinage U de x et quels que soient $G_1, G_2 \in \tau'$ avec $F(x) \subset G_1$ et $F(x) \cap$ $\cap G_2 \neq \emptyset$, il existe un ouvert non vide $G_U \subset U$ tel que $F(G_U) \subset G_1$ et $\forall y \in G_U$, $F(y) \cap G_2 \neq \emptyset$.

Théorème. Si F est une applications mutivoque, Y - compacte entre l'espace topologique (X, τ) et l'espace uniforme $(Y, \mathfrak{K})$, alors F est quasicontinue si et seulement si elle est une application univoque quasicontinue de X dans $(\mathfrak{K}', \mathcal{U}_{\mathfrak{K}})$, où $\mathfrak{K}'$ est la famille des ensembles compactes non vides de Y, et $\mathcal{U}_{\mathfrak{K}}$ est l'uniformité sur $\mathfrak{K}'$ engendré par $\mathfrak{K}$.

Demonstration.

N e c e s s i t é. Si F est une application quasicontinue entre les espaces topologiques (X, τ) et $(Y, \tau_{\mathfrak{K}})$ alors quel que soit $S \in \tau_{\mathfrak{K}}$ tel que $F(x_0) \subset S$ et quel que soit $U_{x_0} \in \mathcal{V}_{x_0}$, il existe un ouvert non vide $G \subset U_{x_0} : \forall x \in G,\ F(x) \subset S$.

Soit $\mathcal{U}_K$, $K \in \mathfrak{K}$ quelquonque. Alors puisque $F(x_0) \subset \overset{\circ}{K}(F(x_0))$, considerant $S = \overset{\circ}{K}(F(x_0))$, $\forall U_{x_0} \in \mathcal{V}_{x_0}$, $\exists G \neq \emptyset$, $G \in \tau$, $G \subset U_{x_0}$ tel que $\forall x \in G$, $F(x) \subset \overset{\circ}{K}(F(x_0)) \subset K(F(x_0))$.

D'autre part $F(x_0)$ etant compacte si nous choisissons un entourage symetrique K' tel que $K' \circ K' \subset K$, alors existent les points $y_1, y_2, \ldots, y_n \in F(x_0)$ tels que $\bigcup_{i=1}^{n} K'(y_i) \supset F(x_0)$.

Comme F a été supposée quasicontinue en $x_0 \in X$, $\forall U_{x_0} \in \mathcal{V}_{x_0}$, $\exists G \neq \emptyset$, $G \in \tau$, $G \subset U_{x_0}$ tel que $\forall x \in G$, $F(x) \cap K'(y_i) \neq \emptyset$, $i = 1, 2, \ldots n$.

Soit maitenant $y \in F(x_0)$ arbitraire. Alors il existe un $i = j$ tel que $y \in K'(y_j)$. Soit $z \in$ $\in K'(y_j) \cap F(x)$. Alors $(y_j, y) \in K'$ et $(y_j, z) \in K'$. Comme K' est un entourage symetrique on a $(y, z) \in K' \circ K' \subset K$. Nous en deduisons que $z \in K(y)$ et donc $K(y) \cap F(x) \neq \emptyset$. Nous avons donc obtenu que $\forall U_{x_0}$, $\exists G \in \tau$, $G \neq \emptyset$, $G \subset U_{x_0}$ tel que $\forall x \in G \Rightarrow F(x) \subset K(F(x_0))$ et $\forall y \in F(x_0)$, $K(y) \cap F(x) \neq \emptyset$, ce qui est equivalent au fait que pour $\mathcal{U}_K$ arbitraire et $\forall U_{x_0}$, $\exists G \in \tau$, $G \neq \emptyset$, $G \subset U_{x_0}$ tel que $\forall x \in G$, $F(x) \in \mathcal{U}_K(F(x_0))$.

R e c i p r o q u e. Soit F quasicontinue de X dans $(\mathfrak{K}', \mathcal{U}_{\mathfrak{K}})$ et soit $K \in \mathfrak{K}$ arbitraire. Alors $\forall V \in \mathcal{V}_{x_0}$, $\exists G \neq \emptyset$, $G \in \tau$, $G \subset V$ tel que $\forall x \in G$, $F(x) \in \mathcal{U}_K(F(x_0))$.

Soient alors U_1 et $U_2 \in \tau_{\mathfrak{K}}$, $U_1, U_2 \neq \emptyset$ tels que $F(x_0) \subset U_1$ et $F(x_0) \cap U_2 \neq \emptyset$. Puisque $F(x_0)$ est compacte, $\exists K_1 \in \mathfrak{K}$ tel que $K_1(F(x_0)) \subset U_1$ et $\exists y_0 \in F(x_0) \cap U_2$ tel que $K_1(y_0) \subset U_2$. Alors $\forall V \in \mathcal{V}_{x_0}$ $\exists G \neq \emptyset$, $G \in \tau$, $G \subset V$ tel que $\forall x \in G$, $F(x) \subset K_1(F(x_0)) \subset U_1$ et $F(x) \cap K(y_0) \neq \emptyset$ d'où resulte $F(x) \cap U_2 \neq \emptyset$, ce qui montre que F est quasicontinue comme application multivoque de (X, τ) dans $(Y, \tau_{\mathfrak{K}})$ et ainsi la demonstration du théorème est complète.

BIBLIOGRAFIE

1. E. M i c h a e l, Topologies on spaces of subsets, Trans. Amer. Math. Soc 71, 1951.
2. C l a u d e B e r g e, *Espaces topologiques. Fonctions multivoques*, Dunod, Paris 1959.
3. W. I. T h r o n, *Topological Structures*. Holt Rimehart. 1966.
4 C. B r u t e a n u, Asupra unor proprietăți ale funcțiilor cvasicontinue. Studii și Cert. Mat. Tom. 22 nr. 7 Buc. 1970.
5. T. B â n z a r u, Continuitatea și continuitatea uniformă a aplicațiilor multivoce dintre spații uniforme. Bul. St. și teh. I.P.T. Seria Mat–Fiz.–Mec. Tom. 18 (32) fasc. 2/1973.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN DER AUF STAHL NIEDERGESCHLAGENER CHROMSCHUTZÜBERZÜGE*)

VON

AURICA MUNTEANU, COLETA DE SABATA, C. MARCU, DOROTHEA MIHAILOVICI (IPT) und E. CRIVEANU (IMT)

Einleitung. Der elektrolytische Chromüberzug ist einer am meist verwendeten Schutzüberzüge der Metalle, der vom ökonomischen Standpunkt aus, eine wichtige Rolle spielt.

Dieser Niederschlag wird dadurch in der Industrie vielfach benützt, da er sehr gute Charakteristiken und Eigenschaften aufweist, und zwar: eine grosse Wiederstrahlung der Oberfläche, eine gute Adhärenz auf dem Grundmetall, Verschleissfestigkeit und grosse Härte.

Schutzüberzüge mit ausergewöhnlichen Eigenschaften erfordern das Einhalten bestimmter Elektrolysebedingungen bei der Verchromung.

Die vorliegende Arbeit umfasst ein Experimentallstudium der Hartverchromung in Abhängigkeit verschiedener Parameter: Stromdichte, Temperatur, Schichtdicke und Entfernung zwischen Anode und Kathode.

Experimentelle Ergebnisse. Die Chromschicht wurde auf Quaderförmige Stahlproben (80×35×60 mm) niedergeschlagen. Das Chromierungsbad [2] hatte folgende Zusammensetzung:

CrO_3 ..... 250 g
H_2SO_4 ..... 2,5 g
H_2O ..... 1000 cm^3,

mit den Niederschlagsbedingungen:

Stromdichte : 10 A/dm^2 — 60 A/dm^2
Temperatur : 45 °C...60 °C.
Anodenbeizung : 30 Sekunden.

Die Stahlproben wurden zuerst abgefräst und geschliffen um einen bestimmten Rauhigkeitsgrad zu erhalten, da das Grundmetall einen grossen Einfluss auf die Schutzeigenschaften der Chromschicht ausübt.

Zur Härtemessung der Niederschläge wurden zwei Vickers — Methoden herangezogen, um die Fehler [1], [3], [4] die durch den Einfluss des Grundmetalls erscheinen, auszuschalten. Die relativen Härtewerte der Chromschichten in bezug auf das Grundmetall wurden mit den absoluten Härtewerte verglichen. Diese Absolutwerte sind mit Hilfe eines Mikrodurimeters, bei einer 25 mal kleineren Belastung bestimmt worden.

Die Abhängigkeit des Chromniederschlags in bezug auf die Stromdichte, mit der Temperatur als Parameter, ist in Abb. 1 dargestellt. Aus den Kurven entnimmt man, dass die grössten Härten bei einer Stromdichte von 30 A/dm^2 und 50 A/dm^2 bei einer Temperatur von 48 °C bzw. bei 25 A/dm^2 und 50 °C erscheinen.

Der Einfluss der Temperatur des Elektrolyts auf die Härte der Chromschicht ist in Abb. 2 wiedergegeben.

---

* Rezultate comunicate la Sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din I.P.T. din iunie 1974.

Aus Abb. 2 geht hervor, dass man die Maxima der Härte für eine Temperatur von 50 °C und einer Stromdichte von 25 A/dm² erhält.

Grosse Härten des Niederschlags (>1 000 HV) kann man für den Temperaturenbereich 45 °C...48,5 °C und einer Stromdichte 30 A/dm² erzeugen.

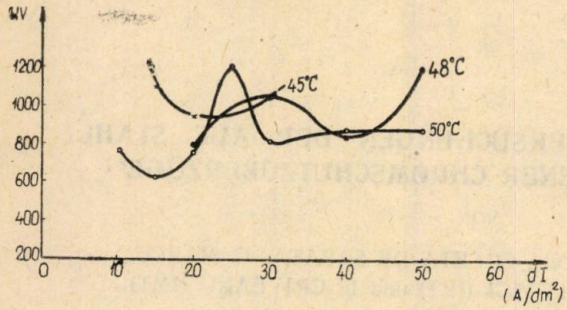


Abb. 1.

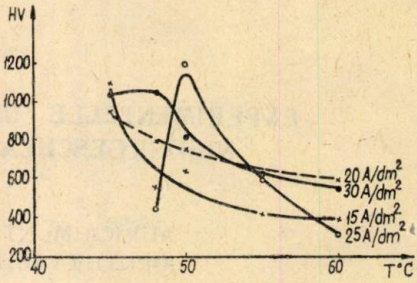


Abb. 2.

In Abb. 3 ist die Härte der Schicht in Abhängigkeit von der Temperatur, bei grossen Stromdichten, dargestellt. Es ist ersichtlich, dass die Hartverchromung bei 48 °C und 40 A/dm² günstig ist. In diesem Falle, führen sehr kleine Temperaturveränderungen zu grossen Abänderungen der Schichthärte.

Die Chromhärte als Funktion des Elektrodenabstandes bei konstantem Verhältnis der Oberflächen

$$\frac{S_{Anode}}{S_{Kathode}} = \frac{1}{3},$$

ist in Abb. 4 wiedergegeben.

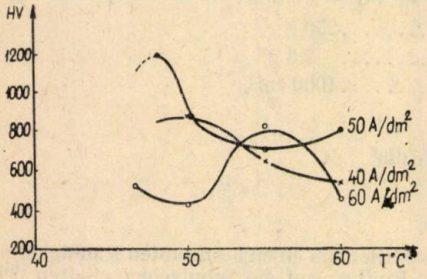


Abb. 3.

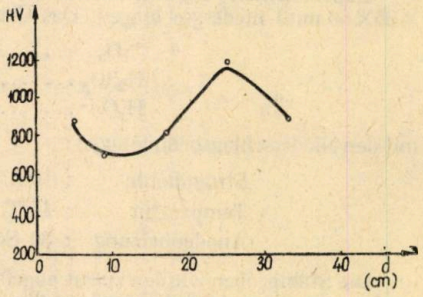


Abb. 4.

Diese Abbildung zeigt eine pronunzierte Abhängigkeit der Härte vom Elektrodenabstand.

Die grössten Härten erscheinen bei einer Entfernung von 250 mm zwischen der Anode und Kathode.

Die hergestellten Chromniederschläge unter den angegebenen Bedingungen weisen eine hohe Qualität und sehr grosse Härtewerte auf.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Morisset, P., *Cromage dur et decoratif*, Paris, 1961.
2. Cerkez, M. B., *Cromarea şi fierarea*, Ed. tehnică, Bucureşti, 1960.
3. Cerkez, M. B., *Teoria şi practica cromării electrolitice*, Moscova, 1957.
4. Kolozsváry, Z., *Cromarea dură*, I.D.T., Bucureşti, 1963.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timișoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ȘI APLICATĂ
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

EXOELECTRON EMISSION IN Al AND Mg ACTIVATED BY DIFFERENT TECHNIQUES

BY

P. CRĂCIUN

In previous papers [1], [2] it has been shown that by desorption of the gas molecules physically adsorbed to a metal surface, a photo-stimulated emission of exoelectrons occurs, which we have termed „the desorption emission" [2]. In the paper a description is made of this kind of exoelectron emission as compared with the tribo-photo-stimulated emission.

Since Al and Mg are of comparable emissive power, the samples investigated were chosen of these metals (plates 0,2 by 2×6 cm). In order to obtain an exoelectron emission, surfaces of the samples were activated by two different techniques:

1. Scratching by means of a steel wire brush. This was performed in the presence of the counting gas, with the aid of an arrangement similar to that described in [3]. The emission obtained was immediately recorded with an open Geiger-Mueller counter provided with a grid (620 meshes/sq. cm), located above the sample, in the working ambiance.

2. Exhaust of the working gas (butane) enclosing the sample in the working arrangement.

Gas evacuation was by means of a vacuum pump, 100 torr ro 0,5 torr, time interval 1.75 minutes, subsequent to which the counting gas required for the counting operation was immediately introduced.

Recording was carried out under the following conditions: working voltage of the counter $V=1\,200$ V, external field of electron acceleration $E=30$ V/cm, illumination from the side (45°) from an electric bulb 30 W, 6 V. The counting gas chosen was a mixture argon-butane (1 : 9), at $P=70$ torr.

A semi-log plot of the decay of the exoelectron emissions vs. time (this graphical procedure has been used as well in [3], [4]), shows that both the „tribo-stimulated" and the „desorption-stimulated" exoelectron emissions exhibit time-dependent variations, the rule being:

$$\frac{dN}{dt} = \sum_{i=1}^{3} C_i \exp(-\lambda_i t) \tag{1}$$

where $\frac{dN}{dt}$ is the speed of recording of the EEE's, C_1 a constant, t the time interval from the onset of sample activation and λ_i is the decay constant of the emission, which can be computed from the curves recorded.

By assuming that λ is dependent upon the activation energy of the electron emitted (E) [5], [6], [7], [9], [10] according to the relation:

$$\lambda_i = \lambda_0 \exp\left(-\frac{E_i}{kT}\right) \tag{2}$$

the difference between the activation energies of the two electrons emitted may be computed:

$$E_i - E_j = kT \ln \frac{\lambda_j}{\lambda_i}. \tag{3}$$

These differences were computed for the emission of exoelectrons in tribo- and gas desorption activated Al- and Mg-samples. The results — the averages of ten values — are shown in Table 1.

From the table it is clear that $E_i - E_j$ are of different values for the two metals investigated and that for the same metal, $E_i - E_j$ are not depending upon the activation procedure used with the sample.

Table 1

Sample	Mode of activation	E_1-E_3 (10^{-2} eV)	E_2-E_4 (10^{-2} eV)
Al	Tribo	7.7±0.4	3.8±0.2
	Desorption	7.7±0.5	3.7±0.4
Mg	Tribo	10.1±0.5	5.1±0.2
	Desorption	9.1±0.1	5.9±0.1

The results in Table 1 can be evaluated based on the theory of the emissive centres [6].

The defects and impurities of the crystal lattice, located at the metal — oxide interface, constituting emissive centres, can be different for the various metals. On this base the differences found between the values $E_i - E_j$ computed for Al- and Mg-samples may be explained.

Also, the centres are sites where the strength of the surface forces is maximum and thus the density of the gases adsorbed to these centres is as well at its maximum.

Adsorption of one molecule to an oxide surface may be pictured best in shape of a covalent bond to one or two electrons, associated with a certain polarization of this bond [8]. Bondbreaking by desorption may occur by transfer of an electron to the adsorbent centre. This event is equivalent to an activation of the sample surface, due to which — by light irradiation of the sample — the „desorption" emission occurs.

Because, as it can be seen from the table 1, the energies spent for the activation ot the tribo-exo-emissive centers are the same as for the exo-emissive adsorbtion-desorbtion centers, it is probable that the two types of centers are of the same species. Differences can exist only in the way the electrons of the basic metal populate these centers, which is the subject of this paper.

In conclusion, the „tribo-activated" as well as the „desorption-activated" exoelectron emissions originate from similar kinds of emissive centres. The differences between those two kinds of exoelectron emission consists solely in the mode of electron population of the emissive centres. In the first case, electron population results by mechanical machining of the metal sample, while in the latter, by breaking of the adsorption bond metal — gas.

REFERENCES

1. Simoi C., Crăciun P., Rev. Roum. Phys., 1972, 17, p. 1157.
2. Crăciun P., Fritz B., Phys. stat. sol. (a), 1970, 3, p. 839.
3. Simoi C., Hrianca J., Crăciun P., Phys. stat. sol. 1968, 28, p. 761.
4. Simoi C., Crăciun P., Hrianca J., Acta Phys. Polon., 1970, A. 37, p. 657.
5. Haxel O., Houtermans F. G., Seeger K., Z. Phys., 1951, 130, p. 190.
6. Nassenstein H., Z. Naturforsch., 1955, 10 a, p. 944.
7. Eckei H., Huster E., Z. Phys., 1965, 184, p. 24.
8. Garner W. E., Bull. Soc. Chim. Belgique, 1958, 67, p. 404.
9. Crăciun P., St. Cerc. Fiz., 1972, 24, p. 271,.
01. Crăciun P., Bul. Ştiinţific, seria mat. fiz., 1974, 19(33), p. 161.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

ASUPRA FOLOSIRII VARIABILEI COMPLEXE ÎN STUDIUL MIŞCĂRII SISTEMELOR VIBROPERCUTANTE

DE

GH. SILAŞ, L. BRÎNDEU

Folosind variabila complexă s-a arătat că toate rezultatele obţinute în studiul mişcării sistemului vibropercutant cu un grad de libertate şi o cuplă percutantă se pot obţine şi se pot scrie sub forma foarte simplă [1]. Se pot însă regăsi mai simplu folosind variabila complex conjugata.

Studiul mişcării. Notînd prin q coordonata ce determină poziţia masei sistemului, ecuaţia diferenţială a mişcării este

$$m\ddot{q}+c\dot{q}+kq=Q(t), \qquad Q(t+T)=Q(t) \tag{1}$$

De asemenea, cuplei percutante îi va corespunde legătura unilaterală

$$f(q)=q+q_0\geqslant 0 \tag{2}$$

În intervalul (t_k, t_{k+1}) dintre două ciocniri succesive ecuaţia diferenţială (1) se poate scrie:

$$\dot{z}+\bar{w}z=\frac{1}{m}Q(t) \tag{3}$$

Aici s-a notat

$$z=\dot{q}+wq, \tag{4}$$

şi

$$w=\frac{c}{2m}+ip, \quad \bar{w}=\frac{c}{2m}-ip, \quad p=\sqrt{\frac{k}{m}-\left(\frac{c}{2m}\right)^2} \tag{5}$$

Soluţia ecuaţiei (3) pentru condiţia iniţială

$$z(t_k+0)=z'_k=-R\dot{q}_k-wq_0; \quad (0\leqslant R<1) \tag{6}$$

va fi

$$\psi(\dot{q},q_k,t,t_k)=z-z'_k e^{-\bar{w}(t-t_k)}-\frac{1}{m}\int_{t_k}^{t}Q(\tau)e^{-\bar{w}(t-\tau)}d\tau=0 \tag{7}$$

Din condiţia finală

$$z(t_{k+1}-0)=z_{k+1}=\dot{q}_{k+1}-wq_0 \tag{8}$$

se obţine pentru determinarea parametrilor ciocnirii ecuaţia

$$\psi(\dot{q}_{k+1}, \dot{q}_k, t_{k+1}, t_k)=0 \tag{9}$$

Mişcările periodice cu ordinul r de multiplicitate al perioadei sînt date de ecuaţia

$$\psi^*=\psi(\dot{q}_c, \dot{q}_c, t_k+rT, t_k)=0 \tag{10}$$

Este ușor de observat că folosind variabila complex conjugată $\bar{z}=\dot{q}+\bar{w}q$, toate ecuațiile obținute se transformă în conjugatele lor. În consecință, pentru determinarea parametrilor $\dot{q}_c$ și t_k ai mișcării periodice se poate folosi ecuația $\psi^*=0$, precum și conjugata $\bar{\psi}^*=0$.

Determinarea condițiilor de stabilitate. Condițiile de stabilitate se vor obține din ecuația complexă (7) prin perturbarea parametrilor ciocnirii $\dot{q}_c$ și t_k. După liniarizare în raport cu perturbațiile se obține ecuația complexă

$$\Delta_k \bar{\psi}^*=\Delta\dot{q}_{k+1}+Re^{-\bar{w}rT}\,\Delta\dot{q}_k-(\lambda-\bar{w}\dot{q}_c)\,\Delta t_{k+1}+(\lambda+R\bar{w}\dot{q}_c)\,e^{-\bar{w}rT}\,\Delta t_k=0 \tag{11}$$

unde

$$\lambda=\frac{Q(t_k)+kq_0}{m}$$

Pentru determinarea condițiilor de stabilitate, din această ecuație complexă este necesar să se separe partea reală și imaginară sau mai simplu cu ecuația complex conjugată

$$\Delta_k \psi^*=\Delta\dot{q}_{k+1}+Re^{-wrT}\Delta\dot{q}_k-(\lambda-w\dot{q}_c)\,\Delta t_{k+1}+(\lambda+Rw\dot{q}_c)\,e^{-wrT}\Delta t_k=0 \tag{12}$$

Considerînd pentru sistemul (11) și (12), soluții de forma $\Delta\dot{q}_k=v\beta^k$ și $\Delta t_k=\theta\beta^k$, $(k=1,2,\ldots)$, se obține

$$\frac{v}{\theta}=\frac{(\lambda-w\dot{q}_c)\,\beta-(\lambda+Rw\dot{q}_c)\,e^{-wrT}}{\beta+Re^{-wrT}}=\frac{(\lambda-\bar{w}\dot{q}_c)\,\beta-(\lambda+R\bar{w}\dot{q}_c)\,e^{-\bar{w}rT}}{\beta+Re^{-\bar{w}rT}} \tag{13}$$

Astfel rezultă ecuația caracteristică

$$\beta^2+\left[R\,(e^{-wrT}+e^{-\bar{w}rT})+(1+R)\,\frac{e^{-wrT}-e^{-\bar{w}rT}}{w-\bar{w}}\,\frac{\lambda}{\dot{q}_c}\right]\beta+R^2e^{-(w+\bar{w})rT}=0 \tag{14}$$

care cu notațiile folosite (5) se mai poate scrie

$$\beta^2+Ne^{-\frac{c}{2m}rT}\beta+R^2e^{-\frac{c}{m}rT}=0 \tag{15}$$

unde

$$N=2R\cos prT-\frac{(1+R)\,\lambda}{\dot{p}q_c}\sin prT. \tag{15'}$$

După cum se constată, ecuația caracteristică (15) în β se obține sub aceeași formă ca și prin procedeul cunoscut [1] însă mai simplu.

BIBLIOGRAFIE

1. Gh. Silaș, Sisteme dinamice cu interacțiuni percutante. Bul. St. și Tehnic al I.P.T. Seria Mat. - Fiz. - Mec. Tom 18 (32), fasc. 2/1973.

ÜBER DIE ANWENDUNG DER KOMPLEXEN VERÄNDERLICHEN BEIM STUDIUM VON STOSSSCHWINGSYSTEME

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird eine Methode entwickelt, welche beim Studium der Bewegung von Stosschwingsystemen die komplexe Veränderliche verwendent. Wichtige Vereinfachungen werden bei der Bestimmung der Stabilitätsbedingungen erzielt.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ȘI APLICATĂ
Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

INVESTIGATIONS ON THE INFLUENCE OF THE VARIABLE REDUCTION RATIO UPON THE DYNAMIC BEHAVIOUR OF SOME ASSEMBLIES

BY

I. GROȘANU

In the steady-state operation of assemblies, irregularities of the angular speed occur due to the variations of the technological forces, the decreased moments of inertia, the reduction ratio and the behaviour of the driving motors with limited powers. Because of the non-uniformities of the angular speed, dynamic forces are induced followed by vibrations and noise, which act to decrease the service life of the respective assembly. The above phenomena have spurred the interest of designers for a detailed investigation of the steady-state response of assemblies.

1. **Periodic steady-state response.** Periodic steady-state response of assemblies will be considered, where the following equations of motion apply :

$$\frac{2\psi}{h}\,y''+\sqrt{\frac{2\psi}{h}}\left[2D+\left(\sqrt{\frac{2\psi}{h}}\right)'\right]y'+y=g\,(\varphi),$$

$$\psi''=\varepsilon G\left(\varphi,\sqrt{\frac{2\psi}{h}}\right)-\varepsilon F\,(\varphi,\,y),\qquad y'=\frac{dy}{d\varphi}. \tag{1}$$

In an approximate analysis of steady-state response, expressed by system (1), the expansions

$$y=y^{(0)}+\varepsilon y^{(1)}+0\,(\varepsilon^2),\qquad \psi=\psi^{(0)}+\varepsilon\psi^{(1)}+0\,(\varepsilon^2). \tag{2}$$

are considered.

By using expansions (2), in a zero-order approximation,

$$\psi^{(0)}=\text{const.}=\frac{1}{2}\,[h]_c\,\Omega^{(0)}, \tag{3}$$

follows, where by $[h]_c$, the constant part of function $h\,(\varphi)$ is denoted, while $y^{(0)}$ is obtained as a particular solution of the differential equation

$$\frac{2\psi^{(0)}}{[h]_c}\,y^{(0)\prime\prime}+2D\sqrt{\frac{2\psi^{(0)}}{[h]_c}}\,y^{(0)\prime}+y^{(0)}=g\,(\varphi) \tag{4}$$

In a first-order approximation, from the equation of the rotational motion, equation

$$\psi^{(1)\prime}=G\left(\varphi,\sqrt{\frac{2\psi^{(0)}}{[h]_c}}\right)-F\,(\varphi,\,y^{(0)}) \tag{5}$$

is obtained.

Since periodic steady-state response is under consideration, it follows that function $\psi(\varphi)$ must be periodic, consequently its approximations will also be periodic functions in φ. In order for the function $\psi^{(1)}(\varphi)$ be periodic, the sum of the constant terms on the right side of equation (5) should cancel out, i.e.

$$[F(\varphi,\ y^{(0)})]_c = \left[G\left(\varphi,\ \sqrt{\frac{2\psi^{(0)}}{[h]_c}}\right)\right]_c \tag{6}$$

The periodicity condition (6), taking note that $y^{(0)}$ is a function of φ, depending on the magnitude of the constant $\psi^{(0)}$, represents a polynomial equation for determining this constant. It results that the real and positive roots of the polynomial equation (1) will be characteristic for periodic steady-state response.

2. **Periodic steady-state stability.** A perturbation procedure is applied for the analysis of steady-state stability [1], [3]. For this aim, the steady-state response $(y,\ \psi)$ is substituted in the system (1) by a perturbation regime $(y+u,\ \psi+v)$ where u and v are small perturbations. After dropping the terms corresponding to the steady-state response, considering only the linear terms in perturbations, the system

$$\frac{2\psi}{h}u''+\frac{2y''}{h}v+2D\sqrt{\frac{2\psi}{h}}u'+2D\frac{\partial\sqrt{\frac{2\psi}{h}}}{\partial\psi}y'v+\sqrt{\frac{2\psi}{h}}\frac{d\left(\sqrt{\frac{2\psi}{h}}\right)}{d\varphi}u'+\left[\sqrt{\frac{2\psi}{h}}\frac{d}{d\varphi}\left(\frac{\partial\sqrt{\frac{2\psi}{h}}}{\partial\varphi}\right)+\right.$$

$$\left.+\frac{d\sqrt{\frac{2\psi}{h}}}{d\varphi}\cdot\frac{\partial\sqrt{\frac{2\psi}{h}}}{\partial\psi}\right]y'v+\sqrt{\frac{2\psi}{h}}\frac{\partial\sqrt{\frac{2\psi}{h}}}{\partial\psi}y'v'+u=0,\quad v'=\varepsilon\frac{\partial G}{\partial\psi}v-\varepsilon\frac{\partial F}{\partial y}u \tag{7}$$

is arrived at.

Since system (7) is linear, its coefficients being periodic functions of angle φ, with period 2π, solutions of the form

$$u=e^{\lambda\varphi}P(\varphi),\qquad v=e^{\lambda\varphi}Q(\varphi), \tag{8}$$

will be admitted, where $P(\varphi)$ and $Q(\varphi)$ are periodic functions, with period 2π.

Considering the expansions:

$$\lambda=\varepsilon\lambda^{(1)}+0(\varepsilon^2),\qquad P=P^{(0)}+\varepsilon P^{(1)}+0(\varepsilon^2),\qquad Q=Q^{(0)}+\varepsilon Q^{(1)}+0(\varepsilon^2), \tag{9}$$

from the system (8) it follows that in a zero-order approximation, with no restrictions imposed upon generality, $Q^{(0)}=1$ can be assumed, while $P^{(0)}$ is the particular solution of equation:

$$\frac{2\psi^{(0)}}{[h]_c}P^{(0)''}+2D\sqrt{\frac{2\psi^{(0)}}{[h]_c}}P^{(0)'}+P^{(0)}=-\frac{2}{[h]_c}y^{(0)''}-2D\left(\frac{\partial\sqrt{\frac{2\psi}{h}}}{\partial\psi}\right)_0 y^{(0)'}. \tag{10}$$

In a first order approximation, from system (8) only the equation corresponding to the rotational motion being considered, it results

$$\lambda^{(1)}+Q^{(1)'}=\left(\frac{\partial G}{\partial\psi}\right)_0-\left(\frac{\partial F}{\partial y}\right)_0 P^{(0)}, \tag{11}$$

where the index zero of the derivate indicates that after derivation, the substitutions $y=y^{(0)}$ and $\psi=\psi^{(0)}$ are made.

In order for the function $Q^{(1)}(\varphi)$ be periodic, the sum of the constant terms in equation (11) should be zero, i.e.

$$\lambda^{(1)}=\left[\left(\frac{\partial G}{\partial\psi}\right)_0\right]_c-\left[\left(\frac{\partial F}{\partial y}\right)_0 P^{(0)}\right]_c \tag{12}$$

Since in steady-state response, $\psi^{(0)}>0$, in order for the characteristic exponent $\lambda^{(1)}$ be negative, the inequality

$$\left[\left(\frac{\partial G}{\partial \psi}\right)_0\right]_c < \left[\left(\frac{\partial F}{\partial y}\right)_0 P^{(0)}\right]_c . \tag{13}$$

should be satisfied, in which case the periodic steady-state response (y, ψ) will be asymptotically stable.

3. **Applications.** An assembly with the dynamic model illustrated in Fig. 1 is considered. The assembly is made up of an electric motor M, a transmission T and a crank mecanism, driving a mass m with translational motion and elastic connections. The rotational angle of the electric motor rotor is denoted by α, while the moment of inertia of the rotor and the components rigidly connected to the rotor is τ_0.

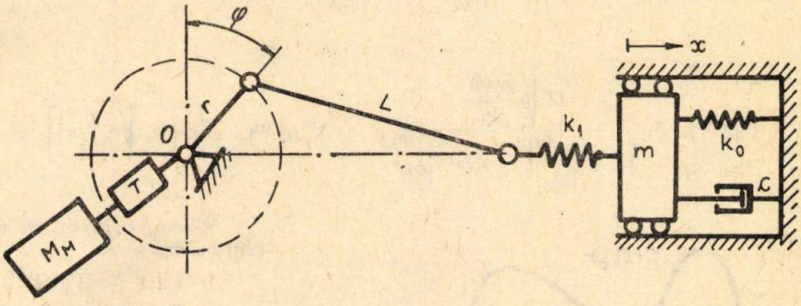


Fig. 1.

In steady-state conditions it is assumed that operation of the asynchronous squirrel-cage electric motor is characterized by its static characteristic, defined by:

$$M_s(\dot{\alpha}) = 2M_k S_k \frac{1-\dot{\alpha}\omega_k^{-1}}{(1-\dot{\alpha}\omega_k^{-1})^2+S_k^2} . \tag{14}$$

With φ denoting the rotational angle of the driving crank, the transmission T is characterized by the ratio:

$$\dot{\alpha}\dot{\varphi}^{-1} = i_0 [1+f(\varphi)] \tag{15}$$

where $f(\varphi)$ is a known function, periodic in φ.

When the displacements of mass m are denoted by x, the ratio $\lambda=r/l$ is taken small, and the dead weights of the transmission components T and the crank mechanism are neglected, the corresponding steady-state equations are as follows:

$$m\ddot{x}+c\dot{x}+Kx = K_1 r \sin\varphi, \qquad K=K_1+K_0, \tag{16}$$

$$dE_c = M_s(\dot{\alpha})\, d\alpha + K_1 r (x - r\sin\varphi)\cos\varphi \cdot d\alpha$$

Denoting:

$$\omega_n^2 = \frac{K}{m}, \quad \tau=\omega_n t, \quad \Omega = \frac{d\varphi}{d\tau}, \quad 2D = \frac{c}{m\omega_n}, \quad \eta = \frac{K_1}{m\omega_n^2}, \quad y = \frac{x}{r}, \quad \varepsilon\delta = \frac{K_1 r^2}{J_0 \omega_n^2 i_0^2},$$

$$\varepsilon\nu = \frac{2M_k S_k}{J_0 \omega_n^2 i_0}, \quad \varepsilon G(\varphi, \Omega) = [1+f(\varphi)] \frac{1-\alpha_k(1+f)\Omega}{[1-\alpha_k(1+f)\Omega]^2+S_k^2}, \quad \alpha_k = \frac{i_0\omega_n}{\omega_k}, \tag{17}$$

equations (16) become:

$$\frac{2\psi}{h}y''+\sqrt{\frac{2\psi}{h}}\left[2D+\left(\sqrt{\frac{2\psi}{h}}\right)'\right]y'+y=\eta\sin\varphi,$$
$$\psi'=\varepsilon\nu G\left(\varphi,\sqrt{\frac{2\psi}{h}}\right)+\varepsilon\delta\,(y-\sin\varphi)\cos\varphi. \tag{18}$$

From the standpoint of steady-state analysis, the equations are identical with system (1) where the particularizations

$$g(\varphi)=\eta\sin\varphi,\qquad F(\varphi,\ y)=\delta\,(y-\sin\varphi)\cos\varphi \tag{19}$$

are effected.

In this particular case, the polynomial equation (6) can be set in the form of:

$$\Gamma(\psi^{(0)})=\Gamma_1(\psi_0) \tag{20}$$

where:

$$\Gamma(\psi^{(0)})=\delta\eta\frac{D\sqrt{\frac{2\psi^{(0)}}{[h]_c}}}{\left(1-\frac{2\psi^{(0)}}{[h]_c}\right)^2+4D^2\frac{2\psi^{(0)}}{[h]_c}},\qquad \Gamma_1(\psi^{(0)})=\nu\left[G\left(\varphi,\sqrt{\frac{2\psi^{(0)}}{[h]_c}}\right)\right]. \tag{21}$$

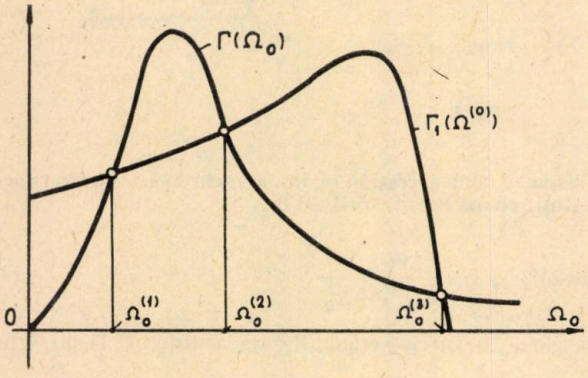


Fig. 2.

When $f(\varphi)=\sin\varphi$, equation (20) becomes

$$\Gamma(\Omega^{(0)})=\Gamma_1(\Omega^{(0)}) \tag{22}$$

In Fig. 2 a curve Γ and a curve Γ_1 have been traced. By intersection of those curves, the roots $\Omega^{(0)}$ are obtained, for which periodic steady-state response occurs. It follows that for this particular case, three steady-state responses are possible, characterized by the three real and positive roots $\Omega_1^{(0)}$, $\Omega_2^{(0)}$ and $\Omega_3^{(0)}$.

Taking note that the stability condition (13) becomes:

$$\frac{d\Gamma}{d\Omega^{(0)}}>\frac{d\Gamma_1}{d\Omega^{(0)}} \tag{23}$$

it follows that in the particular case considered, the periodic steady-state responses corresponding to the roots $\Omega_1^{(0)}$ and $\Omega_3^{(0)}$ are stable, while that corresponding to the root $\Omega_2^{(0)}$ is unstable.

BIBLIOGRAPHY

1. Groşanu I., Influenţa transmisiei neliniare în dinamica agregatelor. Buletinul ştiinţific şi tehnic al I.P.T. Seria Mat.–Fizică–Mec. Tom. 18 (32), fasc. 1/1973.
2. Milkov M., Kocestveno isledovanie na ustanovenîia rejim na dvijenie maşinen agregat. Tehniceska misil, nr. 3 (izd. BAN), Sofia, 1965.
3. Morrison J. A., Asymptotic Analysis of a Nonlinear Autonomous Vibratory System. The Bell System Technical Journal, January, 1970.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

DETERMINAREA MIŞCĂRILOR PERIODICE CU CIOCNIRI ALE UNEI PARTICULE PRODUSE DE O PLATFORMĂ VIBRANTĂ ACŢIONATĂ DE UN GENERATOR DE VIBRAŢII

DE

DOINA BECHERESCU

1. **Introducere.** Pentru studiul mişcărilor periodice cu ciocniri ale unei particule produse de o platformă vibrantă se consideră modelul mecanic din fig. 1, format din particula liberă de masă m şi platforma plană de masă M, înclinată cu unghiul α faţă de planul orizontal şi fixată de arcurile cu constantă elastică k. Asupra platformei acţionează forţa perturbatoare:

$$Q(t) = MA\omega^2 \cos \omega t, \tag{1}$$

produsă de un generator de vibraţii cu două excentrice care se rotesc în sensuri opuse cu aceeaşi viteză unghiulară ω.

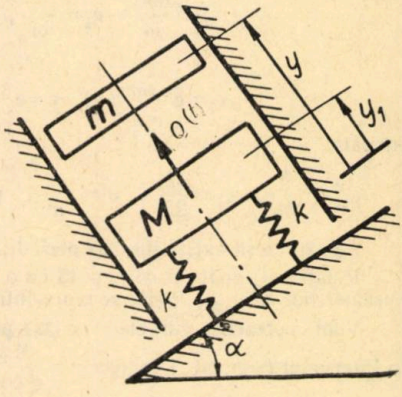


Fig. 1.

În timpul mişcării, particula de masă m se ciocneşte periodic de platforma mobilă. Vom presupune că ciocnirea celor două mase se face instantaneu cu coeficientul de restituire R $(0 < R < 1)$.

Acest model de sistem vibropercutant, propus la lucrarea [2], intervine în studiul unor instalaţii folosite la executarea unor operaţii cum ar fi transportul, cernerea, separarea anumitor materiale.

Pentru cazul general în care forţa perturbatoare $Q(t)$ este periodică oarecare, studiul modelului din fig. 1 a fost efectuat în lucrarea [3]. În studiul mişcării sistemului vibropercutant s-a ţinut seama de amortizarea de natură vîscoasă a mediului, caracterizată prin coeficientul h. Pentru sistemul vibropercutant din fig. 1, au fost studiate mişcările periodice avînd perioada multiplă perioadei forţei perturbatoare, adică $T_1 = \frac{2\pi}{\omega} r$, $(r = 1, 2, \ldots)$.

În prezenta lucrare se vor determina pe baza rezultatelor obţinute pentru cazul general valorile parametrilor sistemului vibropercutant care satisfac atît condiţiile de existenţă ale mişcărilor periodice, cît şi condiţiile de stabilitate, în ipoteza că forţa perturbatoare are expresia (1).

2. **Determinarea parametrilor mişcărilor periodice.** Pentru ca mişcarea sistemului vibropercutant din fig. 1 să fie periodică va trebui ca să fie îndeplinite condiţiile:

a) intervalul dintre două ciocniri consecutive să fie un multiplu al perioadei $T = \frac{2\pi}{\omega}$ a forţei perturbatoare, adică

$$t_{k+1} = t_k + rT \qquad (k = 1, 2, \ldots) \tag{2}$$

b) ciocnirile să se efectueze în aceeaşi poziţie, iar vitezele la începutul tuturor ciocnirilor să fie aceleaşi, adică

$$y_1(t_k)=y(t_k)=y_c\,,$$
$$\dot{y}_1(t_k)=\dot{y}_{1c}\,,\qquad \dot{y}(t_k)=\dot{y}_c \tag{3}$$

Parametrii mişcării periodice, adică vitezele de ciocnire ale particulei şi platformei, $\dot{y}_c$ şi $\dot{y}_{1c}$, coordonata sistemului în momentul ciocnirii y_c şi momentele ciocnirilor t_k ($k=1, 2, \ldots$) se obţin direct din relaţiile stabilite în lucrarea [3]. Vitezele de ciocnire $\dot{y}_c$ şi $\dot{y}_{1c}$ fiind independente de forma funcţiei $Q(t)$ au expresiile date în lucrarea [3].

Coordonata y_c şi momentele t_k ($k=1, 2, \ldots$) ale ciocnirilor se determină din sistemul stabilit în [3], considerînd că forţa perturbatoare $Q(t)$ are expresia (1).

Eliminînd din acest sistem coordonata y_c se obţine ecuaţia din care se determină momentele ciocnirilor:

$$z=\frac{(1-\xi^2)^2+4\eta_1^2}{(1-\xi^2)\sin\tau_k+2\eta_1\cos\tau_k}\times$$
$$\times\frac{Y(\zeta_1-\zeta_1\nu_1\cos 2\pi r\zeta_1-\nu_1\eta_1\sin 2\pi r\zeta_1)-\nu_1 X(\zeta_1\cos 2\pi r\zeta_1-\eta_1\sin 2\pi r\zeta_1-\nu_1\zeta_1)}{\zeta_1(1+\nu_1^2-2\nu_1\cos 2\pi r\zeta_1)}\,. \tag{4}$$

În această ecuaţie s-au folosit următoarele mărimi adimensionale:

$$\xi=\frac{\omega n}{\omega}\,,\quad \eta_1=\frac{c_1}{\omega}\,,\quad \zeta_1^2=\xi^2-\eta_1^2,\quad z=\frac{A\omega^2}{g\cos\alpha}\,,\quad \tau=\omega t,$$
$$\nu_1=e^{-2\pi r\eta_1}\,,\quad \nu=e^{-\frac{4\pi r\eta_1}{\mu}}\,,\quad X=\frac{\dot{y}'_{1c}\omega}{g\cos\alpha}\,,\quad Y=\frac{\dot{y}_{1c}\omega}{g\cos\alpha}\,, \tag{5}$$

în care

$\omega_n^2=\frac{k}{M}$, $c_1=\frac{h}{2M}$, $c=\frac{h}{m}$, $\mu=\frac{m}{M}$, $\dot{y}'_{1c}$ viteza platformei la sfîrşitul ciocnirii.

Pentru ca să existe mişcări periodice este necesar ca ecuaţia (4) să aibe soluţii reale în τ_k.

Relaţia (4) poate fi concepută ca o funcţie de forma $z=z(\tau_k)$, care pentru valori date ale parametrilor r, η_1, μ, R şi ξ se reprezintă în intervalul $(-\pi, \pi)$ printr-o curbă.

Vom reprezenta curbele $z=z(\tau_k)$ pentru diferite valori ale parametrilor r, η_1, μ, R şi ξ în intervalul $(-\pi, \pi)$. Deoarece $z=\frac{A\omega^2}{g\cos\alpha}>0$, nu vom lua în considerare ramurile curbelor corespunzătoare lui $z<0$.

3. **Studiul stabilităţii mişcărilor periodice.** Pentru studiul stabilităţii se pleacă de la ecuaţia caracteristică de gradul patru în β stabilită în [3], care în cazul excitaţiei armonice devine

$$\begin{vmatrix}
\frac{1+R}{1+\mu} & \frac{\mu-R}{1+\mu} & \frac{2\eta_1}{\mu}(1-\beta) & 1-\beta \\
\nu\frac{1+R}{1+\mu} & \nu\frac{\mu-R}{1+\mu}-\beta & 0 & \frac{4\pi r\eta_1}{\mu(1-\nu)}(1-\beta) \\
\nu_1\frac{1-\mu R}{1+\mu}\sin 2\pi r\zeta_1 & \nu_1\mu\frac{1+R}{1+\mu}\sin 2\pi r\zeta_1 & \nu_1(\zeta_1\cos 2\pi r\zeta_1+ & \zeta_1 Y\beta+\nu_1 P_0^* \\
 & & +\eta_1\sin 2\pi r\zeta_1)-\zeta_1\beta & \\
\nu_1\frac{1-\mu R}{1+\mu}(\zeta_1\cos 2\pi r\zeta_1- & \nu_1\frac{\mu(1+R)}{1+\mu}(\zeta_1\cos 2\pi r\zeta_1- & & \\
-\eta_1\sin 2\pi r\zeta_1)-\zeta_1\beta & -\eta_1\sin 2\pi r\zeta_1) & -\xi^2\nu_1\sin 2\pi r\zeta_1 & P_1^*\beta+P_2^*
\end{vmatrix}=0 \tag{6}$$

unde: $P_0^* = B \sin 2\pi r\zeta_1 + X(\eta_1 \sin 2\pi r\zeta_1 - \zeta_1 \cos 2\pi r\zeta_1)$

$$P_1^* = \zeta_1 (B + 2\eta_1 Y) \tag{7}$$

$$P_2^* = \nu_1 [-B(\eta_1 \sin 2\pi r\zeta_1 - \zeta_1 \cos 2\pi r\zeta_1) + 2\eta_1\zeta_1 X \cos 2\pi r\zeta_1 + X(\xi^2 - 2\eta_1^2) \sin 2\pi r\zeta_1]$$

În relațiile (7) s-a introdus notația:

$$B = \frac{\nu_1\xi^2 X \sin 2\pi r\zeta_1}{\zeta_1 - \nu_1\zeta_1 \cos 2\pi r\zeta_1 - \nu_1\zeta_1 \sin 2\pi r\zeta_1} + \frac{z\xi^2}{(1-\xi^2)^2 + 4\eta_1^2} \times$$

$$\times \left\{ \sin \tau_k \cdot \left[2\eta_1 - \frac{\nu_1 (1-\xi^2) \sin 2\pi r\zeta_1}{\zeta_1 - \nu_1\zeta_1 \cos 2\pi r\zeta_1 - \nu_1\zeta_1 \sin 2\pi r\zeta_1} \right] - \right.$$

$$\left. - \cos \tau_k \left[(1-\xi^2) + \frac{2\eta_1\nu_1 \sin 2\pi r\zeta_1}{\zeta_1 - \nu_1\zeta_1 \cos 2\pi r\zeta_1 - \nu_1\zeta_1 \sin 2\pi r\zeta_1} \right] \right\} - z \cos \tau_k.$$

Mișcările periodice ale sistemului vibropercutant sînt stabile dacă toate rădăcinile ecuației caracteristice (6) sînt în modul subunitare.

Condițiile necesare și suficiente ca rădăcinile să fie în modul subunitare se scriu aplicînd criteriul lui Schur [1].

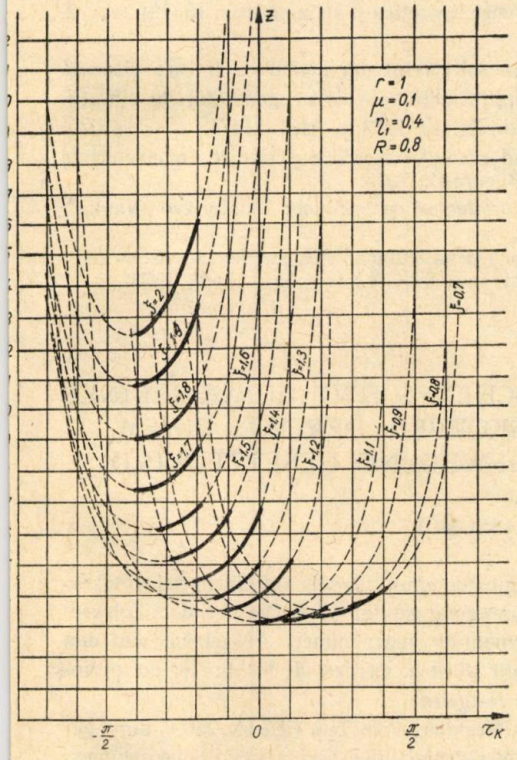


Fig. 2.

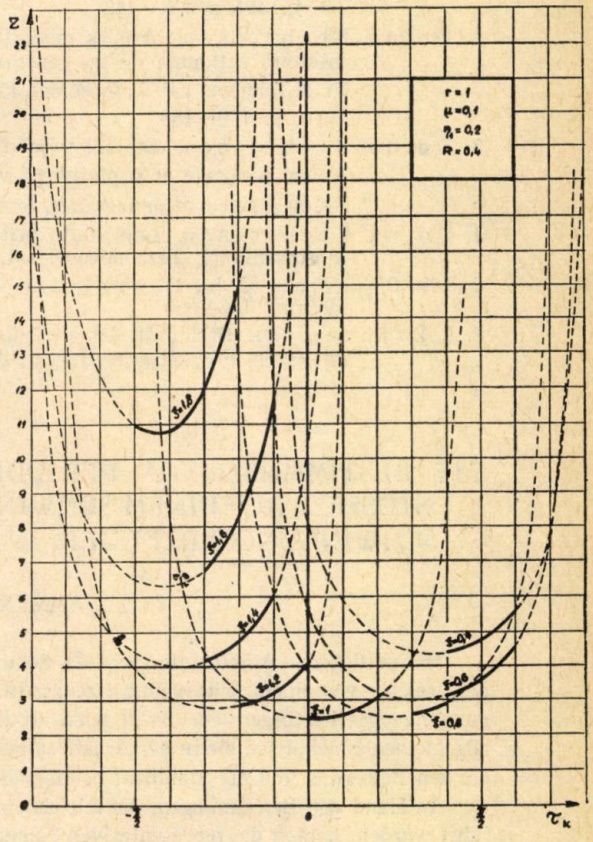


Fig. 3.

4. **Determinarea domeniilor mişcărilor periodice stabile.** În baza ecuaţiei care determină momentele ciocnirilor şi a condiţiilor de stabilitate date în lucrarea [1], pentru ecuaţia caracteristică de gradul patru în β, s-a întocmit un program care a permis calcularea valorilor parametrului z corespunzătoare mişcărilor periodice stabile. Calculele au fost făcute cu calculatorul numeric FELIX C. 256.

Curbele reprezentative s-au trasat in fig. 2 şi fig. 3 pentru ordinul de multiplicitate al perioadei $r=1$, raportul maselor $\mu=0,1$, raportul de amortizare $\eta_1=0,2$; 0,4, coeficientul de restituire $R=0,4$; 0,8 şi raportul pulsaţiilor $\xi=0,1$; 0,2.....0,8; 0,9 ... 1,9; 2. Pe fiecare curbă porţiunea corespunzătoare mişcării periodice s-a trasat cu linie plină îngroşată.

În lucrarea [4] s-au trasat aceste curbe pentru o gamă largă de valori ale parametrilor μ, R, η_1.

Folosind diagramele construite, întotdeauna se poate preciza, în cazuri concrete, dacă sînt satisfăcute condiţiile de existenţă şi stabilitate, adică dacă regimurile periodice de mişcare se realizează efectiv.

BIBLIOGRAFIE

1. I. S. Arjanih, O novîh neravenstvah ustocivosti. Avtomatika i telemehanika, tom 22 Nr. 4, 1961, p. 437–442.
2. Doina Becherescu, Asupra mişcării cu salturi ale unei particule pe o platformă vibrantă acţionată de un generator de vibraţii. I. Mişcarea transversală. Bul. St. şi Tehnic al I.P.T., seria Mat. Fiz. Mec. teoretică şi aplicată, tom 15 (29), fasc. 2, 1970, p. 179–188.
3. Doina Becherescu, Studiul mişcării în salturi într-un mediu cu frecare vîscoasă a unei particule pe o platformă vibrantă acţionată de un generator de vibraţii. Studii şi cercetări matematice, tom. 26, Nr. 10, 1973, p. 1461–1471.
4. Doina Becherescu, Contribuţii privind studiul mişcărilor periodice cu ciocniri la vibrotransport. Teza de doctorat, Bucureşti, 1973.
5. I. I. Blehman, G. Iu. Djanelidze, *Vibrationnoe peremescenie*. Izdatelstvo „Nauka" Moskva, 1964.
6. L. Brîndeu, Die Stabilität der periodischen Bewegungen Allgemeiner Stossschwinger mit einem Freiheitsgrad Bul. I.P.Iaşi, tom XIX(XXIII), fasc. 1–2, 1973.

DIE BESTIMMUNG VON PERIODISCHEN SCHWINGUNGEN EINES STÖSSELS AUF EINEM SCHWINGKÖRPER, DER VON EINEM SCHWINGUNGSERZEUGER IN BEWEGUNG GESETZT WIRD

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit untersucht die Schwingungen eines Stössels auf einem Schwingkörper, welcher von einem Schwingungserzeuger in Bewegung gesetzt wird. Die von dem Schwingungserzeuger hervorgerufene Kraft wird als harmonisch angenommen. Ausgehend von den allgemeinen Ergebnissen die in der Arbeit aufgestellt wurden, werden die Parameter der periodischen Bewegung und die Stabilitätsbedingungen festgelegt.

An Hand von Berechnungen, die mittels eines Rechners vom Typ FELIX 256 C durchgeführt wurden, konten die repräsentativen Schaubilder der stabilen periodischen Schwingungen aufgestellt werden.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

FIABILITATEA ELEMENTELOR METALICE SOLICITATE VARIABIL

DE

D. CIOCLOV*

1. Descreşterea în medie a rezistenţei iniţiale la rupere $\overline{\sigma_{r0}}$ a elementelor metalice sau organelor de maşini, în urma acţiunii unui număr n de cicluri de solicitare variabile cu amplitudinile σ_a distribuite după densitatea de probabilitate $p(\sigma_a)$, se estimează cu relaţia:

$$\overline{\sigma_{rr}}=\overline{\sigma_{r0}}\,[1-\overline{D}\,(n)]^{\delta} \tag{1}$$

unde: $\overline{\sigma_{rr}}$ este rezistenţa medie după n cicluri de solicitare, $\overline{D}\,(n)$ este funcţia degradării medii cu valori cuprinse în intervalul (0,1), iar δ un parametru cu valori subunitare ($\delta \approx 0{,}06 \div 0{,}3$). Relaţia (1) este compatibilă cu criteriile de degradare liniare care în formularea Serensen — Freudenthal [1]; [2] conduc la expresia de forma:

$$\overline{D}\,(n)=nA=n\overline{\omega}\int_{\overline{\sigma}_d}^{\sigma_{aL}} \frac{p\,(\sigma_a)\,d\sigma_a}{\overline{N}\,(\sigma_a,\ \sigma_{med})} \tag{2}$$

unde $\overline{\omega}$ este factorul mediu de interacţiune cu valori cuprinse între 2 şi 6 (în cazul prezenţei concentratorilor şi a efectelor de coroziune corespund valori apropiate sau peste 6), σ_{aL} este limita superioară a variaţiei amplitudinilor de solicitare, σ_d limita de oboseală şi N — durabilitatea medie la o solicitare după un ciclu cu amplitudinea σ_a şi tensiunea medie σ_{med} constante.

Riscul la rupere $\lambda\,(N)$ definit ca probabilitatea ca elementul metalic sau organul de maşină care a rezistat $N-1$ cicluri să se rupă în ciclul N-lea, se determină din condiţia ca tensiunea maximă σ_{max} ($\sigma_{max}=\sigma_a+\sigma_{med}$) aplicată la ciclul al N-lea să fie mai mare decît rezistenţa reziduală $\overline{\sigma_{rr}}$ adică:

$$\lambda\,(N)=P_{rob}\,(\sigma_{max}>\overline{\sigma_{rr}})=\int_{\overline{\sigma}_{rr}-\sigma_{med}}^{\sigma_{aL}} p\,(\sigma_a)\,d\sigma_a \tag{3}$$

Se observă că în cazul solicitărilor cu distribuţii mărginite superior la valoarea σ_{aL}, ruperea nu poate surveni atît timp cît rezistenţa iniţială evaluată în amplitudine $\overline{\sigma}_{r0}-\sigma_{med}$ nu a fost diminuată prin degradare pînă la limita superioară a distribuţiei solicitării σ_{aL} (figura 1), cînd se atinge un număr n^* de cicluri. Din (1) şi (2) avem:

$$n^*=\frac{1}{A}\left[1-\left(\frac{\sigma_{aL}}{\sigma_{r0}}\right)^{1/\delta}\right] \tag{4}$$

cu $\lambda=0$ pentru $0<n<n^*$ şi λ crescător pentru $n>n^*$.

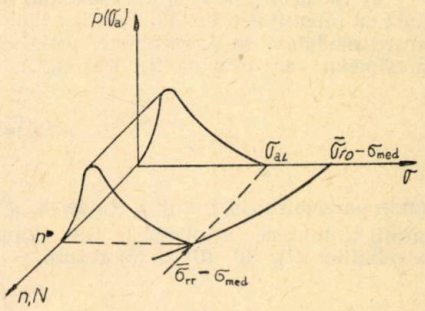


Fig. 1.

* Institutul de sudură şi încercări de materiale, Timişoara,

Funcția $Q(N)$ de fiabilitate a elementului (respectiv funcția $P(N)$ de defiabilitate) rezultă imediat din relația (3):

$$Q(N)=1-P(N)=\exp\left[-\int_{n^*}^{N}\int_{\bar{\sigma}_{rr}-\sigma_{med}}^{\sigma_{aL}} p(\sigma_a)\,d\sigma_a\,dn\right] \tag{5}$$

în care $\bar{\sigma}_{rr}$ se determină din conjuncția relațiilor (1) și (2).

Dacă repartiția solicitărilor este caracterizată prin densitatea de probabilitate a maximelor $p(\sigma_{max})$ cu limita superioară $\sigma_{max\,L}$ atunci relația corespondentă relației (5) este:

$$Q(N)=1-P(N)=\exp\left[-\int_{n^*}^{N}\int_{\bar{\sigma}_{rr}}^{\sigma_{max\,L}} p(\sigma_{max})\,d\sigma_{max}\,dn\right] \tag{6}$$

unde expresia lui $\bar{\sigma}_{rr}$ rezultată din conjuncția relațiilor (1) și (2) în urma efectuării înlocuirii $\sigma_a \to \sigma_{max}$.

Se remarcă că după această metodologie caracteristicile de fiabilitate (λ, Q, P) ale unui element metalic sau organ de mașină considerate în sens mediu (relația (3) și (5)) sînt univoc determinate de cunoașterea densității de probabilitate a solicitării $p(\sigma_a)$ sau $p(\sigma_{max})$ și expresia analitică a curbei de durabilitate $\bar{N}(\sigma_a, \sigma_{med})$ la solicitări cu amplitudine și tensiune medie constantă, curbă care include efectele: concentrării tensiunii, mărimii elementului, calității suprafeței și ale mediului ambiental de evoluție (coroziune, temperatura etc.) Aplicarea metodei presupune cunoașterea rezistenței medii statice inițiale σ_{r0} și a factorului mediu de interacțiune $\bar{\omega}$.

2. În continuare se va explicita metodologia de estimare a caracteristicilor de fiabilitate pentru organe de mașini care la încercări cu solicitări variabile cu amplitudine constantă relevă o curbă de durabilitate de forma:

$$\sigma_a N^a=\bar{\sigma}_d N_0^a \tag{7}$$

unde N_0 și a sînt parametrii experimentali (vezi [3]). Influența efectului de concentrare a tensiunii, a dimensiunii și calității suprafeței, estimate prin coeficienții K, ε și γ, se reflectă în această ecuație prin intermediul limitei medii de oboseală $\bar{\sigma}_d$ și a parametrului a, care în condițiile acțiunii conjugate a acestor factori se determină cu relațiile

$$\bar{\sigma}_{dk}=\frac{\varepsilon\gamma}{K}\bar{\sigma}_d; \qquad a_k=a+\frac{\lg(K/\varepsilon\gamma)}{\lg(N_0/N_k)} \tag{8}$$

parametrul N_0 este practic neinfluențat de factorii amintiți iar $N_k=10^2-10^3$ cicluri, reflectînd tendința de convergență în punctul de abscisă N_k a curbelor de durabilitate pentru diferite grade de influență, a parametrilor K, ε sau γ [3].

3. Cu precizările făcute în paragraful 2 se vor estima în continuare caracteristicile de fiabilitate pentru două tipuri de distribuții ale solicitării aleatoare:

a) În cazul general al unei solicitări aleatoare staționare de bandă îngustă și valoare medie nulă cu intensitatea instantanee distribuită normal, variația temporală a intensității solicitării apare modulată în amplitudine, astfel că distribuția amplitudinilor coincide cu distribuția maximelor care este de tip Rayleigh:

$$p(\sigma_a)=\frac{\sigma_a}{d_\sigma^2}\exp\left(-\frac{\sigma_a^2}{2d_\sigma^2}\right) \tag{9}$$

unde parametrul distribuției Rayleigh, d_σ^2 coincide cu dispersia distribuției normale a intensității instantanee a solicitării. Din conjuncția succesivă a relațiilor (2), (7), (8) și (9) și apoi a relațiilor (1), (3), (9) și (5) rezultă:

$$\lambda(N)=\exp\left[-\frac{\bar{\sigma}_{r0}^2}{2d_\sigma^2}(1-AN)^{2\delta}\right] \tag{10}$$

$$Q(N)=\frac{1}{2A\delta}\left(\frac{\sqrt{2}\,d_\sigma}{\bar{\sigma}_{r0}}\right)^{1/\delta}\Gamma\left(\frac{1}{2\delta}\right)\left\{P_q\left[\frac{\sigma_{r0}^2}{d_\sigma^2}(1-AN)^{2\delta};\ \frac{1}{\delta}\right]-P_q\left(\frac{\sigma_{r0}^2}{d_\sigma^2};\ \frac{1}{\delta}\right)\right\} \tag{11}$$

cu:

$$A=\frac{\bar{\omega}}{N_0}\left(\frac{d_\sigma}{\bar{\sigma}_{dk}}\right)^{1/a_k}P_q\left(\frac{\bar{\sigma}_{dk}^2}{d_\sigma^2};\ 2+\frac{1}{a_h}\right) \tag{12}$$

unde $P_q(\chi^2, q)$ este funcția de repartiție hi-pătrat cu q grade de libertate și $\Gamma(\nu)$ este funcția gama completă, ambele funcții fiind tabelate pentru uzul calculelor numerice [3].

În figura 2 se ilustrează pentru diferite valori uzuale ale raportului $\bar{\sigma}_{r0}/d_\sigma$ funcția de fiabilitate pentru un organ de mașină a cărui curbă medie este definită de următorii parametrii $\delta=1$; $\bar{\sigma}_{dk}/\bar{\sigma}_{r0}=0{,}25$; $a_k=0{,}2$; $N_0=10^7$ cicluri la un factor de interacțiune $\bar{\omega}=3$.

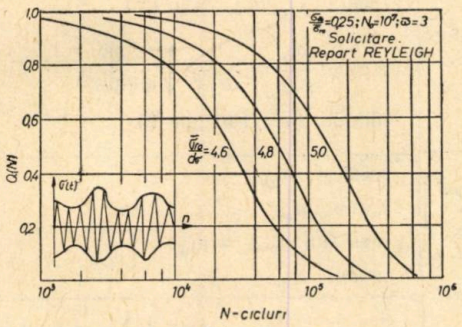


Fig. 2.

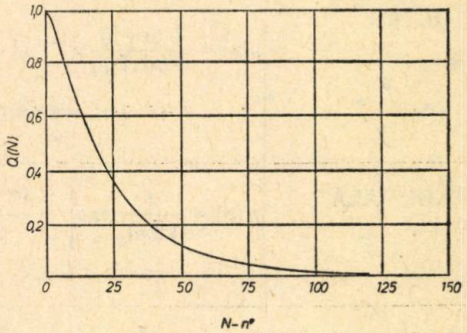


Fig. 3

b) Înregistrările experimentale pe organe rotative de autovehicule [4] sau pe aparate de ridicat [5] pun în evidență o distribuție Beta de formă particulară:

$$p(\sigma_a)=\frac{\alpha}{\sigma_{aL}}\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{aL}}\right)^{\alpha-1} \tag{13}$$

pentru care rezultă următorii parametrii de fiabilitate:

$$\lambda(N)=1-\left[\frac{\bar{\sigma}_{r0}(1-AN)^\delta}{\sigma_{aL}}\right]^\alpha \tag{14}$$

$$Q(N)=\exp\left[-N+\frac{1}{A}-\frac{\alpha\delta}{1+\alpha\delta}\left(\frac{\sigma_{aL}}{\bar{\sigma}_{r0}}\right)^\delta-\frac{1}{A(1+\alpha\delta)}\left(\frac{\bar{\sigma}_{r0}}{\bar{\sigma}_{aL}}\right)^\alpha(1-AN)^{1+\alpha\delta}\right] \tag{15}$$

unde:

$$A=\frac{\alpha a_k\bar{\omega}}{(1+\alpha a_k)N_0}\left[\left(\frac{\sigma_{aL}}{\bar{\sigma}_{dk}}\right)^{1/a_k}-\left(\frac{\bar{\sigma}_{dk}}{\sigma_{aL}}\right)^\alpha\right] \tag{16}$$

În figura 3 se exemplifică pentru acest tip de solicitare cu raportul $\sigma_{aL}/\sigma_{r0}=0{,}275$, $\delta=1$ și $\alpha=2$, evoluția funcției de fiabilitate pentru un organ de mașină cu aceiași parametrii ai curbei medii de durabilitate ca cei indicați la cazul a).

4. Se relevă o variabilitate mai mică a durabilității în cazul solicitărilor care urmează o distribuție Beta particulară comparativ cu distribuția de tip Rayleigh. Această constatare reflectă că frecvența solicitărilor mari în vecinătatea maximului σ_{aL} este mult mai mare în cazul distribuției Beta particulară decît în cazul distribuției Rayleigh, ceea ce face ca depășirea rezistenței reziduale odată ce aceasta a fost diminuată prin degradare la nivelul corespunzător solicitării σ_{aL} să survină după un număr mai mic de cicluri.

Pentru ajustarea rezultatelor la ridicarea spectrelor de solicitare ca și pentru calculul analitic al indicilor de fiabilitate se dă în tabelul 1 expresia funcțiilor densității de probabilitate a solicitării pentru distribuțiile cele mai uzuale.

Tabelul 1

Denumirea distribuției	Funcția densității de probabilitate	Parametri caracteristici
GAMA	$p(\sigma)=\frac{h}{\Gamma(\alpha)}(h\sigma)^{\alpha-1}\exp(-h\sigma)$ $0\leqslant\sigma<\infty$	media: $m_\sigma=\pi/h$ abaterea medie pătratică (a.m.p): $d_\sigma=\sqrt{\pi}/h$ modul: $(\alpha-1)/h$
BETA	$p(x)=\frac{\Gamma(\alpha+\beta)}{\Gamma(\alpha).\Gamma(\beta)}x^{\alpha-1}(1-x)^{\beta-1}$ $x=\sigma/\sigma_{al}$; $0\leqslant x\leqslant 1$	media: $m_\sigma/\sigma_{aL}=\alpha/(\alpha+\beta)$ a.m.p.: $\frac{d_\sigma}{\sigma_{aL}}=\frac{1}{\alpha+\beta}\sqrt{\frac{\alpha\beta}{\alpha+\beta+1}}$ modul: $(\alpha-1)/(\alpha+\beta-2)$
NORMALĂ	$p(\sigma)=\frac{1}{\sqrt{2\pi}d_\sigma}\exp\left[-\frac{(\sigma-m_\sigma)^2}{2d_\sigma^2}\right]$ $-\infty<\sigma<+\infty$	media: m_σ a.m.p.: d_σ mediana: $\sigma_{0,50}=m_\sigma$ modul: m_σ
GENERALIZATĂ	$p(\sigma)=\frac{2\sigma^n\exp\left(-\frac{\sigma^2}{2C^2}\right)}{(\sqrt{2C})^{n+1}\Gamma\left(\frac{n+1}{2}\right)}$ $\sigma\geqslant 0$	media: $m_\sigma=\left[\sqrt{2C}\Gamma\left(\frac{n+2}{2}\right)\right]/\Gamma\left(\frac{n+1}{2}\right)$ a.m.p.: $d_\sigma=\sqrt{C^2(n+1)-m_\sigma^2}$ modul: $c\sqrt{n}$

BIBLIOGRAFIE

1. Serensen S. V. ș.a. *Nesuciaia sposobnosti i rasciot detalei mașin po procinosț*. Mașghiz Moskva 1954.
2. Freudenthal A.M., În: *Encyclopedia of Physics* Vol. 6 — Springer Verlag 1958.
3. Cioclov D., *Rezistență și fiabilitate la solicitări variabile*. Editura Facla 1975.
4. Gassner E., ATZ — Vol. 59 nr. 9 (1957) p. 283—284.
5. Schweer W., Stahl u. Eisen Vol. 84 nr. 3 (1964) p. 138—153.

THE RELIABILITY OF METALLIC ELEMENTS UNDER VARIABLE LOADINGS

(ABSTRACT)

The cumulative fatigue damage concept is used in conjunction with reliability analysis for assessing the risk of failure of metallic elements under stohastic loadings. The Rayleigh and Beta type loading distributions are analysed for which specific parameter calculations are exemplified.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

COMPORTAREA LA SARCINI VARIABILE A GENERATORULUI DE APĂ FIERBINTE GAMA - 2*

DE

C. UNGUREANU, H. THEIL, N. OANCEA şi H. GUTMAYER

1. **Caracteristici tehnice ale generatorului.** Generatorul de apă fierbinte GAMA - 2, fabricat de Intreprinderea „16 Februarie" Cluj după proiectul Institutului de fizică atomică, este de tipul cu ţevi de fum şi străbatere forţată. Particularitatea acestui generator de apă fierbinte constă în creerea condiţiilor de intensificare a schimbului de căldură dintre gazele de ardere, care circulă prin cele 84 ţevi de fum, prevăzute fiecare cu cîte un arzător de gaze şi un şnec elicoidal din material ceramic, care imprimă gazelor o mişcare turbionară. Debitul de gaze naturale pe arzător este circa 3 Nm^3/h, la o suprapresiune 4—25 torr.

Principalele caracteristici ale generatorului de apă fierbinte GAMA-2 sînt: suprafaţa de încălzire 36,4 m.p., debitul nominal de căldură 2 Gcal/h, debitul minim de căldură 0,8 Gcal/h, temperatura apei 70/150 °C şi presiunea apei 5 bari.

2. **Metodica de lucru şi rezultatele măsurătorilor efectuate.** Încercările efectuate au urmărit comportarea generatorului de apă fierbinte GAMA-2 la sarcini variabile cuprinse între 40 şi 100% din cea nominală. Măsurătorile au fost făcute în regim termic stabilizat. Ele au fost precedate de încercări preliminare avînd ca obiectiv verificarea funcţionării corecte a tuturor aparatelor de măsură şi control, cît şi verificarea şi punerea la punct a instalaţiei de ardere.

Pentru o cît mai bună precizie valorile mărimilor măsurate au fost citite simultan atît de pe tabloul instrumentelor de măsură cu care este echipat cazanul, cît şi pe aparatura montată special în acest scop: diafragme pe conducta de gaze combustibile şi conducta de tur pentru apă fierbinte, termometre pe tur şi retur, termometre şi termocuple în sala cazanelor şi pe traseul gazelor arse înaintea exhaustorului, etc. Analiza fumului uscat s-a făcut intermitent cu un aparat Orsat, urmărindu-se totodată permanent conţinutul de bioxid de carbon în gazele arse cu ajutorul unui gazoanalizator de tip Willy Giede.

Puterea calorifică inferioară a gazului combustibil, determinată în laborator cu un calorimetru Junkers a fost de 8 600 $kcal/Nm^3$ şi corespunde unei compoziţii elementare:

$$CH_4=98{,}51\%,\quad C_3H_8=0{,}8\%,\quad Q_2=0{,}145\quad \text{şi}\quad N_2=0{,}545\%$$

Din fig. 1 se constată o creştere simţitoare a randamentului termic brut odată cu creşterea sarcinii termice.

La sarcina nominală se realizează randamentul termic $\eta_{tb}=0{,}92$, garantat de întreprinderea constructoare.

La scăderea sarcinii sub 60%, randamentul brut scade sub 0,8, ceea ce reclamă din partea beneficiarului obligaţia de a supraveghea permanent folosirea raţională a energiei termice printr-o încărcare corespunzătoare a cazanelor cît mai aproape de sarcina nominală.

Pierderile relative de căldură la coş q_2, puţin mai mari decît ar trebui în cazul unui astfel de agregat (fig. 2), se explică prin valorile ridicate ale coeficientului excesului de aer la coş λ_c (fig. 3), cît şi prin valorile ceva mai ridicate ale temperaturii gazelor arse evacuate (149—175 °C faţă de 114—174) garantate de intreprinderea constructoare.

---

* Rezultatele comunicate la sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din I.P.T. din iunie. 1974.

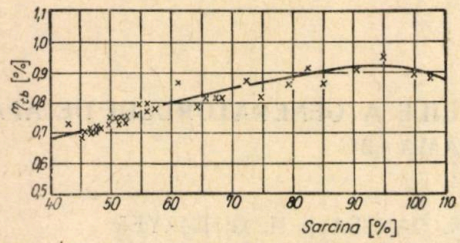


Fig. 1. Variaţia randamentului termic brut în funcţie de sarcină.

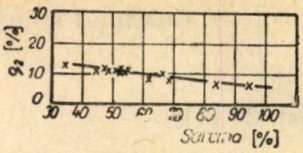


Fig. 2. Dependenţa dintre pierderile relative de căldură la coş şi sarcină.

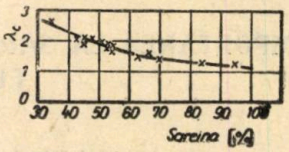


Fig. 3. Variaţia coeficientului excesului de aer la coş în funcţie de sarcină.

Ca urmare a apariţiei în gazele uscate a unui conţinut de oxid de carbon cuprins între 0,2 şi 0,5%, pierderea relativă de căldură prin ardere imperfectă a variat între 0,57 şi 1,71%.

După cum era de aşteptat pierderile relative de căldură în mediul ambiant sînt foarte ridicate, între 6 şi 20%, fiind procentual mai mari la sarcini mici. Parţial însă această energie termică foloseşte pentru încălzirea spaţiului centralei termice.

3. **Concluzii.** Generatorul de apă fierbinte GAMA - 2 funcţionează în deplină siguranţă la sarcini cuprinse între 40 şi 100% din cea nominală, cu precizarea că exploatarea sa este economică numai pentru sarcini mai mari de 60%.

DAS VERHALTEN DES HEISSWASSERKESSELS GAMA - 2 BEI VERÄNDERLICHER BELASTUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit enthält die Ergebnisse der an einem Heisswasserkessel GAMA - 2 durchgeführten Messungen. Es wurde der thermische Wirkungsgrad und die Wärmeverluste während des Betriebes berechnet.

Bei Nennlast wird der vom Erzeuger garantierte Wirkungsgrad $\eta = 0{,}92$ erreicht. Wird der Kessel bei kleineren Werten als 60% der Nennlast gefahren, so sinkt der Wirkungsgrad brüsk unter 0,8. Hieraus folgt, dass der Betreiber dafür sorgen muss, den Kesselmöglichst nahe der Nennlast zu belasten.

Die Schornsteinverluste q_2 (Abb. 2) sind etwas höher als üblich. Dieser Umstand ist durch die relativ hohen Luftüberschusszahlen λ (Abb. 3), als auch durch die hohe Abgastemperatur (149—175 °C) zu erklären.

Der untersuchte Dampferzeuger GAMA-2 kann bei vollkommener Sicherheit mit Belastungen zwischen 40 und 100% betrieben werden. Ein wirtschaftlicher Betrieb ist aber nur bei Belastungen die über 80% liegen zu erwarten.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

CONTRIBUŢII LA STUDIUL POSIBILITĂŢILOR DE ARDERE A COMBUSTIBILILOR GREI INDIGENI ÎN MOTORUL D-103

DE

T. RAICA

1. **Introducere.** Problema utilizării combustibililor grei pentru o gamă cît mai largă de m.a.c. prezintă o importanţă deosebită, deoarece prin aceasta se realizează economii însemnate şi se reduc cerinţele de motorină.

În lucrare se prezintă rezultatele cercetărilor întreprinse pentru studiul posibilităţilor de ardere a păcurii de calorifer în motorul de tractor, cu cameră unitară, D-103.

Proprietăţile specifice combustibililor grei influenţează negativ asupra formării amestecului, desfăşurării procesului de ardere, durabilităţii şi performanţelor motorului. De aceea înainte de utilizare combustibilul greu trebuie preparat în instalaţii auxiliare.

În vederea utilizării în motor păcura de calorifer a fost curăţită în centrifuga FC-100, avînd o turaţie de 16 000 rot/min şi un debit de 1 000 l/h. (Domeniu : clarificator). Pentru centrifugare păcura a fost încălzită la 80 °C. Înainte de utilizare în motor păcura a fost amestecată cu motorină (10% volum) şi preîncălzită la diverse temperaturi. Reglarea temperaturii de preîncălzire s-a făcut cu ajutorul unui termostat electronic.

Instalaţia experimentală de bază, constînd din motorul D-103 cuplat cu o frînă hidraulică, a fost completată cu o serie de instalaţii anexe pentru măsurarea debitului de aer, pentru reglarea şi măsurarea temperaturii de preîncălzire a combustibilului şi pentru diagramare. Instalaţia experimentală, metodica de cercetare şi studiul procesului de ardere pe baza diagramei indicate, cu ajutorul bilantului energetic şi exergetic, se pot folosi în continuare şi în cazul altor motoare de tracţiune fabricate în ţară.

2. **Cercetări privind consumul de combustibil al motorului D-103.** Pentru a urmări funcţionarea motorului în diverse condiţii s-au ridicat caracteristicile de sarcină pentru turaţiile de 1 650 şi 1 800 rot/min, pentru motorină (45 °C), respectiv păcură (53 şi 70 °C). Presiunile de injecţie au fost de 145 şi 175 bar.

În fig. 1, 2, 3, 4 s-a reprezentat : puterea efectivă (P_{e0}), consumul orar (C_h) şi consumul specific efectiv (c_e) de combustibil, temperatura gazelor de eşapament (t_g), coeficientul de umplere (η_v) şi coeficientul excesului de aer (λ).

Mărirea turaţiei, pentru o putere dată, are ca urmare mărirea consumului de combustibil şi reducerea coeficientului de umplere, în toate cazurile studiate, pentru funcţionarea cu motorină, respectiv păcură de calorifer.

Mărirea presiunii de injecţie de la 145 la 175 bar, pentru o putere şi o turaţie dată în cazul funcţionării cu motorină (45 °C), nu influenţează asupra mărimilor (C_h, c_e, t_g, η_v şi λ), deoarece modificarea presiunii de injecţie are loc în intervalul de insensibilitate pentru un pulverizator cu patru orificii, în care consumul de combustibil se modifică foarte puţin.

În schimb mărirea presiunii de injecţie de la 145 la 175 bar, paralel cu mărirea temperaturii combustibilului de la 53 la 70°C, pentru o putere şi o turaţie dată, în cazul funcţionării cu păcură, are ca efect reducerea consumului de combustibil şi a temperaturii gazelor de eşapament numai pentru turaţia de 1650 rot/min, deoarece motoarele cu turaţie mai redusă oferă condiţii mai avantajoase pentru arderea combustibililor grei. Pentru turaţia de 1800 rot/min se constată numai o reducere a temperaturii gazelor de eşapament.

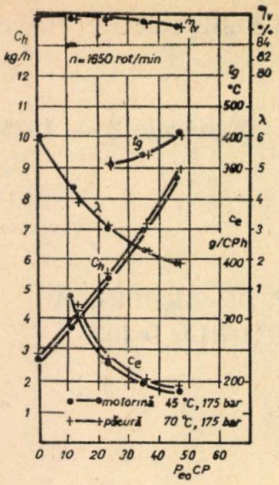


Fig. 1. Caracteristicile de sarcină pentru (*M* 175, 45) şi (*P* 175, 70).

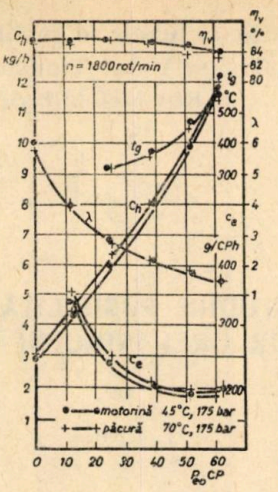


Fig. 2. Caracteristicile de sarcină pentru (*M* 175, 45) şi (*P* 175, 70).

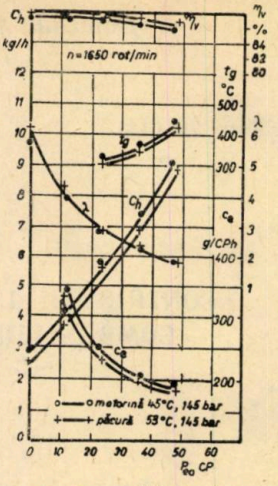


Fig. 3. Caracteristicile de sarcină pentru (*M* 145, 45) şi (*P* 145, 53).

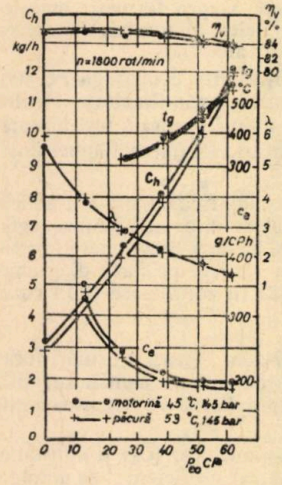


Fig. 4. Caracteristicile de sarcină pentru (*M* 145, 45) şi (*P* 145, 53).

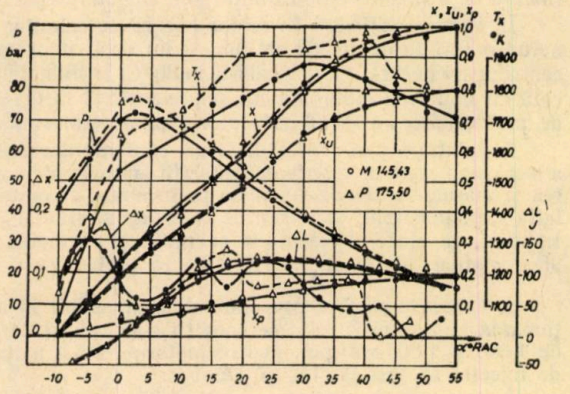


Fig. 5. Variaţia unor parametri pentru funcţionarea motorului cu (*M* 145, 43) şi (*P* 175, 50).

În încercarea de a obţine cît mai multe informaţii asupra dependenţei dintre combustibilul folosit şi motorul cu aprindere prin compresiune s-au efectuat determinări experimentale comparative privind comportarea unor tipuri de motoare alimentate cu o gamă largă de sorturi de combustibil.

Astfel s-au efectuat determinări experimentale, comparative, pentru motorul D-50, cu antecameră şi motorul D-103, cu injecţie directă. Motorul D-50 (50 CP la 1200 rot/min) s-a comportat aproape identic pentru funcţionarea cu patru sorturi de combustibil (motorină, păcură de calorifer, păcură parafinoasă necracată — Cîmpina şi păcură rafinăria Ploieşti-Nord), pentru diferite temperaturi de preîncălzire, din punct de vedere al consumului de combustibil şi a temperaturii gazelor de eşapament. Rezultatele favorabile se pot atribui măsurilor luate

în vederea preparării combustibililor, dar mai ales faptului că motorul cu antecameră are sensibilitate mică față de calitatea combustibililor. Dimpotrivă motorul D-103, cu cameră unitară, indică o dependență clară față de calitatea combustibililor.

O atenție deosebită s-a acordat comportării pulverizatorului nr. 1, pentru funcționarea cu motorină, respectiv păcură, la diferite temperaturi și presiuni de injecție.

Încercarea pulverizatoarelor motorului s-a efectuat în vederea stabilirii secțiunilor reale de curgere și a coeficienților de debit.

Cu ajutorul unei instalații speciale pentru încercarea pulverizatoarelor s-a măsurat volumul de combustibil debitat într-un anumit timp, pentru ridicări ale acului pulverizatorului cuprinse între 0 și 0,4 mm și pentru presiuni de injecție de 50, 100, 145 și 175 bar.

S-au efectuat încercări pentru cele patru injectoare ale motorului, pentru funcționarea cu motorină și apoi pentru injectorul nr. 1 pentru funcționarea cu păcură la temperatura de 31 °C, respectiv 57 °C.

Pe baza rezultatelor obținute s-au calculat debitele, secțiunile reale de curgere și coeficienții de debit.

S-a constatat o uniformitate a comportării celor patru pulverizatoare ale motorului D-103 sub aspectul cercetat. Valoarea stabilită pentru coeficientul de debit (0,736 pentru ridicarea acului de 0,4 mm și presiunea de 175 bar), corespunde cu indicațiile literaturii de specialitate pentru pulverizatoare similare.

Pentru o ridicare dată a acului pulverizatorului și pentru aceeași presiune de injecție, debitele de păcură (P 31 — la 31 °C) sînt mai mici, iar cele de păcură (P 57) sînt mai mari, în comparație cu cele de motorină (M 31), ca urmare a modificării vîscozității prin încălzire. Diferențele sînt mai mari pentru ridicări mici ale acului pulverizatorului și sînt mai mici pentru presiunea de injecție de 175 bar, în comparație cu 145 bar.

3. **Studiul termodinamic al procesului de ardere din motor.** Studiul termodinamic al procesului de ardere din motorul D-103 s-a efectuat pe baza diagramei presiune-timp, cu metoda bilanțului energetic și cu metoda bilanțului exergetic. Calculele s-au efectuat cu calculatorul IRIS-50 în limbaj FORTRAN.

În acest scop s-au executat pentru turația de 1 650 rot/min fotografii ale diagramelor presiune-timp, pentru cilindrul nr. 1, pentru cinci sarcini, începînd de la zero pînă la 50 CP. Pe același clișeu s-au înregistrat impulsuri de timp la 1/1 000 secunde, diagrama de variație a presiunilor din conducta de înaltă presiune din fața injectorului nr. 1 și diagrama de variație a ridicării acului pulverizatorului. Pentru fiecare regim s-a ridicat curba de compresiune prin întreruperea injecției de combustibil. Pe aceleași diagrame s-au marcat punctele moarte ale pistonului. Încercările s-au efectuat pentru presiunile de injecție de 145 și 175 bar.

Pentru turația de 1 800 rot/min, pentru șase sarcini ale motorului, începînd de la zero pînă la 60 CP, s-au ridicat aceleași diagrame ca și pentru turația de 1 650 rot/min.

Pentru toate regimurile s-au executat măsurători pentru funcționarea cu motorină, păcură de 50 °C, respectiv păcură la 70 °C.

Studiul termodinamic al procesului de ardere, cu metoda bilanțului energetic și exergetic, pentru funcționarea motorului D-103 la 1 800 rot/min, s-a efectuat în următoarele cazuri: (*M* 145, 43), (*M* 175, 43), (*P* 145, 50), (*P* 145, 70), (*P* 175, 50) și (*P* 175, 70), în care *M* — motorină, *P* — păcură, primul număr — presiunea de injecție (bar), al doilea număr — temperatura de preîncălzire a combustibilului (°C).

Pentru funcționarea motorului cu motorină (M 145, 43) s-au măsurat: $P_{e0}=61{,}9$ CP la $n=1\,800$ rot/min, $C_h=11{,}89$ kg/h, $c_e=192$ g/CPh și $\lambda=1{,}425$. S-au calculat: $C_1=0{,}055\cdot10^{-3}$ kg comb/ciclu, $m_a=1{,}167\cdot10^{-3}$ kg aer/ciclu și $T_a=333$ °K.

Pentru funcționarea motorului cu păcură *P* (175, 50) s-au măsurat: $P_{e0}=61{,}5$ CP la $n=1\,800$ rot/min, $C_h=12{,}29$ kg/h, $c_e=200$ g/CPh și $\lambda=1{,}404$. S-au calculat: $C_1=0{,}057\cdot10^{-3}$ kg comb/ciclu, $m_a=1{,}168\cdot10^{-3}$ kg aer/ciclu și $T_a=333$ °K.

În fig. 5 se prezintă variația presiunii (p) și temperaturii (T_x) a gazelor din cilindru, a căldurii dezvoltate prin ardere (x), a căldurii utile (x_u) și cedată pereților (x_p) și variația lucrului mecanic (ΔL) în funcție de unghiul de rotire al manivelei (α), pentru funcționare cu motorină (*M* 145, 43), respectiv păcură (P 175, 50).

4. **Concluzii.** — Funcționarea motorului cu păcură, pentru diverse condiții, este în general mai dezavantajoasă decît funcționarea cu motorină, mai ales sub aspectul consumului de combustibil (diferență 10 g/CPh). Aceasta se datorește și faptului că puterea calorifică a păcurii este mai redusă decît a motorinei.

— În cazul presiunilor de injecție și a temperaturilor de preîncălzire mai reduse se constată că și temperatura gazelor de eșapament este mai mare (cu 20—30 °K), pentru funcționarea cu păcură.

— Funcționarea motorului cu motorină, în comparație cu păcura, prezintă următoarele aspecte:

Presiunile și temperaturile gazelor din cilindrul motorului au valori mai mari pentru funcționarea cu păcură.

Durata totală a arderii este mai mare în cazul păcurii ceea ce explică economicitatea mai redusă a motorului.

— Pe baza aspectelor studiate se apreciază că motorul D-103 poate arde în bune condițiuni păcura de calorifer, dacă se iau următoarele măsuri:

Prepararea păcurii, înainte de utilizare în motor: curățirea prin centrifugare, diluare cu 10% (volum) motorină și preîncălzirea la 50 °C.

Pentru motorul D-103 se vor face următoarele modificări ale sistemului de alimentare cu combustibil: montarea a două linii de alimentare a pompei de injecție, care să permită pornirea și oprirea motorului cu motorină și funcționarea în sarcină cu păcură; montarea unui preîncălzitor înainte de pompa de injecție și a unui termostat pentru reglarea și măsurarea temperaturii de preîncălzire a combustibilului; reglarea injectoarelor pentru o presiune de injecție de 175 bar, față de 145 bar cît este în prezent.

Prezenta lucrare corespunde unor necesități economice obiective, deosebit de actuale, privind extinderea gamei de combustibili folosiți în motoarele cu aprindere prin compresiune, într-o etapă cînd pe plan mondial și la noi în țară se dă lupta pentru utilizarea cît mai rațională a resurselor de energie.

Rezultatele lucrării constituie și o bază de plecare pentru noi cercetări privind comportarea și a altor combustibili grei în motoarele cu aprindere prin compresiune fabricate în țară. Continuarea cercetărilor teoretice și experimentale, corelată cu analiza măsurilor privind prepararea combustibililor și modificările constructive ale motorului, va duce în final la stabilirea unei metode de încercare și analiză care să permită alegerea combustibilului cel mai corespunzător pentru un anumit tip de motor.

BIBLIOGRAFIE

1. N. Apostolescu, A. Dănescu, B. Grünwald, Unele probleme privind desfășurarea procesului de ardere în m.a.c. alimentate cu combustibili grei. Rev. Transporturilor nr. 9, 1960.
2. B. Popa, Utilizarea combustibililor lichizi inferiori de cazane în motoare Diesel navale. Energomasinostroenie nr. 5, 1960.
3. T. Raica, Contribuții la studiul termodinamic al procesului de ardere dintr-un motor Diesel supraalimentat efectuat pe baza bilanțului exergetic B.I.P.T. Tom 17 (31) F. 1/1972.
4. A. Stambuleanu, Arderea păcurii în motoarele Diesel. Rev. CFR 1938.

BEITRÄGE ZUM STUDIUM DER VERBRENNUNGSMÖGLICHKEITEN VON SCHWEREN EINHEIMISCHEN BRENNSTOFFEN IM D-103 MOTOR

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit werden die Ergebnisse der Forschungen über die Verbrenungsmöglichkeiten von schwerem Heizöl im D-103 Direkteinspritzmotor eines Traktors dargestellt.

Auf Grund des vergleichenden Studiums und der experimentellen Forschungen über die Verbrennung von Gasöl und schwerem Heizöl im D-103 — Direkteinspritzmotor eines Traktors, kommt der Autor zur Schlussfolgerung dass im D-103 Motor auch schweres Heizöl in guten Bedingungen verbrennen kann, wenn man eine Reihe von Massnahmen zum Vorbereiten des Brennstoffes nimmt und einige konstruktive Veränderungen an der Einspritzanlage des Motors durchführt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

CERCETĂRI PRIVIND INTRODUCEREA MASELOR PLASTICE INDIGENE LA FRÎNAREA VEHICULELOR FEROVIARE

DE

P. SULEA

1. Pînă în prezent *sabolul de fontă* a rămas pe plan mondial piesa de frînare cea mai generalizată la calea ferată. Are însă un *coeficient de frecare ce scade sensibil cu creşterea vitezei de circulaţie* a vehiculelor feroviare şi *o rezistenţă redusă la uzare.*

Inconvenientele pe care le are frînarea cu saboţi din fontă a stimulat căutarea unor soluţii noi. Preocupările s-au îndreptat în direcţia obţinerii unor materiale nemetalice — pe bază de substanţe sintetice şi naturale — numite în mod convenţional *mase plastice.*

Problema introducerii maselor plastice la frînarea vehiculelor feroviare a prezentat interes deosebit şi pentru Căile Ferate Române, cercetări sistematice începînd din anul 1962. Preocupările au cuprins mai întîi frînările la *viteze medii* (maximun 100 km/h), care s-au soluţionat cu *saboţii aplicaţi pe bandajele roţilor* şi apoi frînările la *viteze mari* (140 şi 160 km/h) pentru care s-au prevăzut *saboţi,* respectiv *segmenţi pe disc.*

Satisfacerea exigenţei exploatării pieselor din mase plastice pentru frînare s-a realizat printr-un vast program de experimentări (încercări de laborator şi experimentări în exploatare) care au urmărit să evidenţieze funcţionalitatea, durabilitatea şi implicit economicitatea unor mase plastice selecţionate pentru aceste piese, pe bază de răşini sintetice (novolac) cu umplutură de azbest, caolină, grafit şi deşeuri de cauciuc.

Programul de încercări s-a desfăşurat în patru etape:

— examinări de laborator pe epruvete pentru selecţionarea compoziţiilor din care să se preseze loturi de piese de frînare;

— examinări în exploatare cu un automotor dinamometric de cale ferată în trafic special;

— experimentări în exploatare cu vagoane de cale ferată în trafic normal;

— experimentări de omologare pe trenuri de probă.

2. În cadrul examinărilor de laborator, din 55 compoziţii s-au selectat opt compoziţii, dintre care s-a remarcat compoziţia III pentru frîna cu disc şi compoziţia VIII pentru frîna cu saboţi.

La compoziţiile selecţionate s-a urmărit influenţa variaţiei factorilor mai importanţi, care intervin în procesul de frînare, asupra caracteristicilor fizico-chimice, mecanice şi funcţionale (variaţia vitezei relative — 4...80 km/h —, a presiunii — 2...15 daN/cm² —, a temperaturii — 100...600 °C —, a umezelii etc.). Cunoscînd efectul acestor factori, s-a acţionat în mod corespunzător asupra elementelor componente ale compoziţiilor şi asupra tehnologiei lor de fabricaţie, în vederea îmbunătăţirii caracteristicilor funcţionale şi mecanice la nivelul solicitate de traficul feroviar.

Examinările de laborator s-au bazat pe încercarea a 810 epruvete diferite (dintre care 215 de uzură), executîndu-se în total 3 000 de determinări şi din analiza rezultatelor au reieşit următoarele:

— caracteristicile mecanice sînt cu mult inferioare celor ale fontei uzuale, ceea ce se poate compensa însă prin introducerea unei armături metalice, înlăturîndu-se pericolul ruperii saboţilor în bucăţi;

— caracteristicile funcţionale ale compoziţiilor selecţionate sînt superioare celor ale fontei uzuale; compoziţia III are rezistenţa la uzură de circa trei ori mai mare, iar compoziţia VIII

de circa şase ori mai mare ; coeficientul de frecare de alunecare al compoziţiei III este de valoare mijlocie, iar al compoziţiei VIII este apropiat de cel al fontei uzuale, ceea ce satisface specificul exploatării vehiculelor de cale ferată (fig. 1) ;

— proprietăţile fizice, caracteristicile mecanice şi funcţionale ale compoziţiilor selecţionate au rămas practic aceleaşi după un an şi jumătate, ceea ce arată că îmbătrînirea naturală nu provoacă degradarea acestor materiale ;

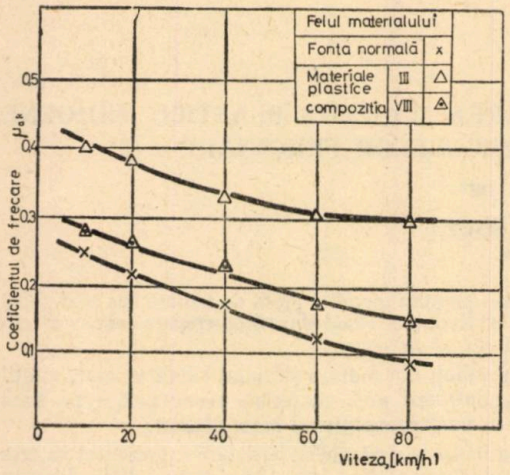


Fig. 1.

— materialele plastice uzează mai puţin oţelul de bandaje, contribuind astfel la mărirea duratei în serviciu a bandajelor.

3. Avînd în vedere importanţa comportării în exploatare a acestor piese, s-a considerat necesară efectuarea încercărilor mai întîi la vagoanele de tramvai (1963 . . . 1967) — condiţiile de exploatare fiind mai uşoare şi supravegherea lor putîndu-se face mai îndeaproape — iar apoi, pe baza rezultatelor corespunzătoare, experimentarea s-a extins la vehiculele de cale ferată (1965...1972).

În cadrul experimentărilor în exploatare pentru cuplele sabot-bandaj şi segment-disc, au fost examinate uzura şi solicitarea lor termică, rezistenţa mecanică, variaţia coeficientului de frecare de alunecare respectiv drumul de frînare şi influenţa intemperiilor.

În exploatare s-au experimentat pentru tramvaie 430 saboţi, realizîndu-se circa 120 000 vagon-km, iar pentru vagoanele de cale ferată circa 3 750 saboţi şi circa 1 000 segmenţi, parcurgîndu-se în total circa 14 000 000 vagon-km.

Perioadele de experimentare au cuprins condiţii atmosferice variate, cu temperaturi ale aerului cuprinse între −23 şi +36 °C, iar umezeala relativă a aerului variind între limitele 18 şi 100%.

Trenurile experimentale au circulat pe trasee diferite (în aliniament, palier şi cu pante mari).

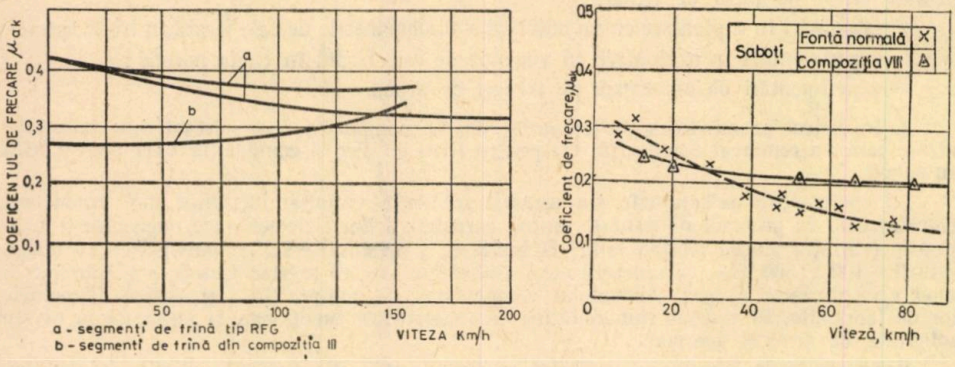


Fig. 2.

Variaţia coeficientului de frecare în funcţie de viteză — determinat la un automotor echipat cu bare dinamometrice şi cu instalaţie de înregistrare automată — este arătată în figura 2,*a* pentru saboţi nemetalici comparativ cu cei din fontă uzuală şi în figura 2,*b* pentru segmenţi. Cu aceşti coeficienţi de frecare s-au realizat drumuri de frînare care se încadrează în normele europene (U.I.C.).

Încălzirea garniturilor de frînare s-a urmărit la frînări de durată pe pante mari cu ajutorul unor termorezistențe introduse în mijlocul sabotului respectiv a segmentului de frînă la 1 mm depărtare de suprafața de frecare, iar încălzirea bandajelor, prin intermediul unor traductoare de temperatură cu semiconductoare (termistoare) fixate în cavități dispuse în saboți respectiv segmenți cu deschizătura către suprafața de rulare a bandajelor, respectiv disc, la o adîncime de circa 1,5 mm de suprafața de frecare.

În cursul experimentărilor s-au înregistrat temperaturi maxime, de scurtă durată, în corpul saboților în jur de 110 °C la cei confecționați din mase plastice și de 350 °C la cei din fontă, iar pe suprafața de rulare a bandajului de circa 300 °C la frînarea cu saboți nemetalici și de circa 550 °C, pentru cei din fontă.

În cazul frînei cu disc s-au înregistrat temperaturi de circa 320° în corpul segmentului și de circa 500 °C pe suprafața discului de frînă.

La saboții nemetalici experimentați un aport important la reducerea încălzirii bandajelor îl au cele două șanțuri transversale, prin întreruperea suprafeței de frecare a saboților și îndeosebi datorită răcirii prin convecție, produsă de curenții de aer ce se crează în aceste șanțuri în timpul frînării.

Durabilitatea saboților nemetalici, în comparație cu a saboților din fontă s-a stabilit prin experimentări la trenuri de persoane, care au circulat în trafic normal pe trasee diferite. Din aceste încercări s-au reținut valorile durabilității numai pentru compoziția VIII și s-a întocmit reprezentarea grafică din figura 3, cu indicarea diferențială a durabilității obținute în funcție de traseul explorat, de lotul de fabricație și de perioada experimentării. Este de remarcat că durabilitatea medie este de 6 : 1.

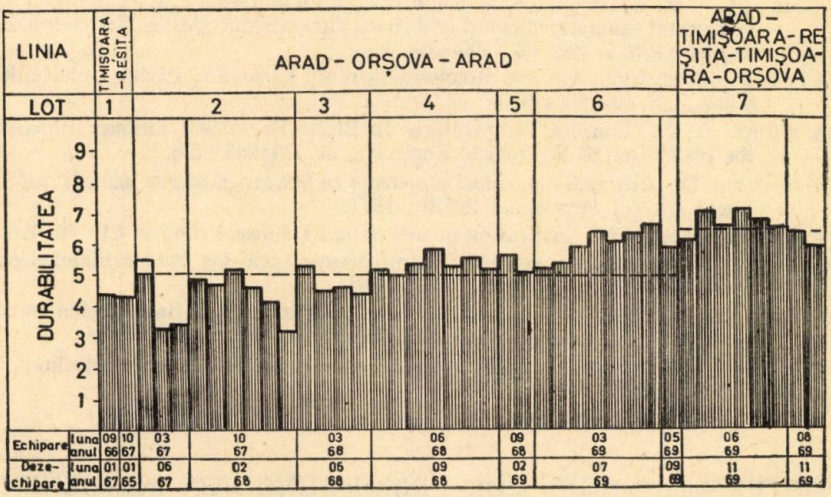


Fig. 3.

4. La Căile Ferate Române acțiunea de omologare a saboților nemetalici a avut o amploare deosebită și a început cu un tren compus din 15 vagoane de călători cu patru osii, care au circulat în trafic special și apoi în trafic normal cu viteza maximă de 100 km/h. Durata încercărilor a fost de circa un an.

Rezultatele examinărilor de omologare confirmînd pe deplin performanțele obținute la experimentările anterioare în exploatare, Departamentul Căilor Ferate Române a aprobat în anul 1971 extinderea, în prima etapă, a saboților nemetalici confecționați din compoziția VIII, la toate vagoanele de călători care circulă în trenuri cu viteza maximă de 100 km/h. Față de această situație s-a trecut la asimilarea tehnologiei de fabricație în serie a saboților nemetalici de către o fabrică specializată și de la începutul anului 1974 se utilizează acești saboți la toate trenurile de călători din țară cu viteza maximă de 100 km/h.

Omologarea s-a extins apoi la vagoanele de marfă. Un tren navetă compus din 40 vagoane cisternă a circulat circa opt luni cu saboți nemetalici, dînd completă satisfacție. De aceea, din anul 1975 Calea Ferată Română a trecut la folosirea saboților din masă plastică, în mod treptat și la trenurile de marfă.

Este în curs omologarea la trenurile de călători de mare viteză.

Trebuie remarcat faptul că saboții nemetalici experimentați au coeficientul de frecare apropiat de cel al saboților din fontă, ceea ce face posibilă folosirea lor împreună cu cei din fontă la același tren sau singuri, însă fără modificarea timoneriei de frînă și cu o mai bună utilizare a capacității de frînare, limitată de aderență, pe toate treptele de frînare.

Compozițiile experimentate la vehiculele de cale ferată avînd calități competitive și prezentînd caracter de originalitate pe plan mondial, au fost brevetate ca invenție. La „Al XVIII-lea Salon Internațional al Inventatorilor" de la Bruxelles din 1969 această invenție a fost distinsă cu Medalia de aur.

BIBLIOGRAFIE

1. Ehlers H. R., Die Thermische Berechnung der Klotzbremse. Arhiv für Eisenbahntechnik, Folge 18. (1963).
2. Kolomijțev K. G., Hudokormov V. I., Ciukmașov S. F., Esaulov V.P. Ce a arătat exploatarea saboților de frînă din materiale plastice. În: Jeleznodorojnîi Transport nr. 7, pag. 63...65. (1967).
3. Möller F., Bremstrommeln und Bremsscheiben aus Gusseisen. Eisenbahntechnik Rundschau, 3, S, 89—95. (1968).
4. Newcomb T. P., Transiet Temperatures in Brake Drum and Linings. Proceesings of the Institution of Mechanical Engineers, nr. 7. (1958—59).
5. Pavelescu D., *Concepții noi, calcul și aplicații în frecarea și uzarea solidelor deformabile.* București, Ed. Academiei R.S.R., 1971.
6. Pearce E., Proceedings Institution of mechanical engineers, 146, p. 61—70, 1941.
7. Siebert R., Anwendung von Kunststoff-Bremssohlen bei Schienenfahrzeugen. In: Deutsche Eisenbahntechnik, nr. 7, 1967.
8. Siebert R., Untersuchungen über die Verformung Kunststoff-Bremssohlen unter Wärmeeinfluss. In: Deutsche Eisenbahntechnik, nr, 12, p. 598, 1967.
9. * * *, Kunststoff-Bremssohle COSID typ 725. In: Deutsche Eisenbahntechnik, nr. 3, p. 149, 1971.

UNTERSUGHUNGEN ZUR EINFUHRUNG VON INDIGENEN KUNSTSTOFFEN ZUM BREMSEN VON SCHIENENFAHRZEUGEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Zeitspanne 1962...1970, unter Mitwirkung des rumänischen Eisenbahndepartaments, unternahm der Autor systematische Untersuchungen, die ein ausgedehtes Program von Laboruntersuchungen und Versuche im Betriebseinsatz mit Bremssohlen und Bremssegments aus indigenen Kunststoffen umfassten.

Die erhaltenen Ergebnisse zeigten eine etwa sechs mal grössere Lebensdauer in Vergleich zu Graugussbremssohlen, und einen Bremsweg der die Verkehrssicherheit erfüllt. Den Kostenpreis der untersuchten Bremssohlen mit der Lebensdauer im Betrieb vergleichend, so werden wichtige Einsparungen pro Jahr, sowohl im Verbrauch von Metall — etva 40 000 t Grauguss — als auch in den Betriebsausgaben, erzielt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

UTILIZAREA UNOR METODE GRAFICE PENTRU STABILIREA EFICACITĂŢII MORII CU CIOCANE

DE

MAGDALENA CĂPROIU

I. **Introducere.** Morile cu ciocane reprezintă cei mai mari consumatori de energie din zootehnie pe de o parte datorită consumului specific de energie ridicat — cca 15...17 kWh/t — pe de altă parte datorită producţiei mari ce trebuie să se realizeze, cca $35 \cdot 10^6$ t nutreţuri măcinate anual. O mare parte din actualele construcţii de mori cu ciocane nu realizează performanţa şi nici indicii calitativi de lucru, ceea ce conduce la micşorarea eficacităţii lor.

Scopul prezentei lucrări constă în stabilirea unor metode pentru aprecierea eficacităţii morilor cu ciocane cît şi a căilor care să conducă la îmbunătăţirea acestei eficacităţi.

II. **Consideraţiuni generale.** În literatura de specialitate, eficacitatea morii cu ciocane se apreciază prin relaţia:

$$W_{sp} = \frac{P}{Q} \quad \text{(kWh/t)} \tag{1}$$

Deoarece această relaţie nu ia în considerare nici indicele calitativ de lucru nici durabilitatea organelor de lucru ale morii, în prezenta lucrare s-a stabilit o relaţie care să permită aprecierea eficacităţii morii prin corelarea judicioasă a indicelui consumului util de energie pentru mărunţirea nutreţurilor (ν) a uzurii ciocanelor (y) cît şi a energiei suplimentare consumate datorită producerii uzurii (λ). În acest sens s-au stabilit relaţiile pentru determinarea uzurii;

$$y = \frac{\nu}{\lambda} \quad \text{(cm)} \tag{2}$$

a consumului util de energie;

$$\nu = \frac{P}{Q \cdot \Delta f} k_m \quad \text{(kWh/cm}^2\text{)} \tag{3}$$

şi a consumului de energie determinat de producerea uzurii;

$$\lambda = \frac{W_{sp} \cdot \rho_c}{G_c} \quad \text{(kWh/cm}^3\text{)} \tag{4}$$

Deoarece cu actualul echipament privind aparatele de măsură aflat în dotaţia unităţilor productive este greu de determinat limita la care moara cu ciocane este eficace, în prezenta lucrare s-au propus două metode grafice care permit cu uşurinţă determinarea acestor valori şi alegerea regimului optim de funcţionare a morii.

III. **Metodica de lucru.** Condiţia de lucru a morii exprimată cu ajutorul relaţiei (2) poate stabili valoarea eficacităţii morii utilizîndu-se două nomograme. În acest sens s-au calculat şi construit cele două nomograme iar corespunzător caracteristicilor pe care le prezintă s-au recomandat domeniile lor de utilizare.

Nomograma reticulară corespunde relaţiei:

$$F(y.\nu.\lambda) = 0$$

în care ecuațiile curbelor cotate sînt:

$$X=\lambda$$

$$Y=\nu$$

$$Y=y\cdot X$$

deci dacă:

$$X=\lambda \text{ și } Y=\nu$$

relația de nomografiat este:

$$\nu=y\cdot\lambda$$

Corespunzător principalelor construcții de mori cu ciocane exploatate în zootehnia țării noastre, s-a calculat cu ajutorul legilor mecanicii care guvernează procesele din interiorul camerei de măcinare, valorile parametrilor constructivi, funcționali și de exploatare ale acestor mori.

Domeniile celor 3 variabile stabilite în urma calculelor sînt:

$$0{,}5<y<2{,}5$$
$$1{,}05<\nu<3{,}11$$
$$0{,}42<\lambda<2{,}1$$

Datorită relației multiplicatoare, nomograma construită este de tip radial reprezentată prin relația:

$$g(\nu)=f(\lambda)\,g(y)$$

în care rețeaua familiilor ν și λ devine funcțională cînd:

$$X=f(\nu);\quad Y=y(\lambda)$$

Pe baza acestor considerente s-a construit nomograma din fig. 1.

Deoarece principalele construcții de mori cu ciocane utilizate în exploatare sînt cele de tipul MC-3, nomograma construită cuprinde delimitată zona de regim (zona haşurată) pentru acest tip de moară, punctul M reprezintă valoarea optimă privind eficacitatea morii. Pentru realizarea nomogramei prin puncte aliniate s-au stabilit: ecuațiile parametrice pentru cele trei scări;

$$X_1=f_1(\lambda);\quad Y_1=g_1(\lambda) \text{ pentru scara } \lambda$$

$$X_2=f_2(\nu);\quad Y_2=g_2(\nu) \text{ pentru scara } \nu$$

$$X_3=f_3(y);\quad Y_3=g_3(y) \text{ pentru scara } y$$

Pentru construirea nomogramei s-a impus condiția ca aria triunghiului avînd ca vîrfuri cele trei puncte ν_0, λ_0 și y_0 de coordonate $\nu_0(X_1Y_1)$; $\lambda_0(X_2Y_2)$ și $y_0(X_3Y_3)$, deci:

$$\begin{vmatrix} 1 & X_1 & y_1 \\ 1 & X_2 & y_2 \\ 1 & X_3 & y_3 \end{vmatrix}=0$$

Introducînd în determinant expresiile coordonatelor punctelor scărilor se obține ecuația lui Soreau cu determinantul Massau:

$$\begin{vmatrix} 1 & f_1(\lambda) & g_1(\lambda) \\ 1 & f_2(\nu) & g_2(\nu) \\ 1 & f_3(y) & g_3(y) \end{vmatrix}=0$$

Relația multiplicativă transformîndu-se în relație aditivă, deci logaritmîndu-se, diferența funcțională de nomografiat $\nu=y\lambda$ se obține

$$\lg\nu=\lg y+\lg\lambda$$

În acest caz ecuațiile parametrice ale scărilor vor fi:

$$\text{I}\begin{cases} X=0 \\ Y=\dfrac{1}{b}\lg y \end{cases} \qquad \text{II}\begin{cases} X=a \\ Y=\dfrac{1}{a+b}\lg\nu \end{cases} \qquad \text{III}\begin{cases} X=a+b \\ Y=\dfrac{1}{a}\lg\lambda \end{cases}$$

în care a și b s-au ales astfel ca să cuprindă întregul cîmp de variație a parametrilor.

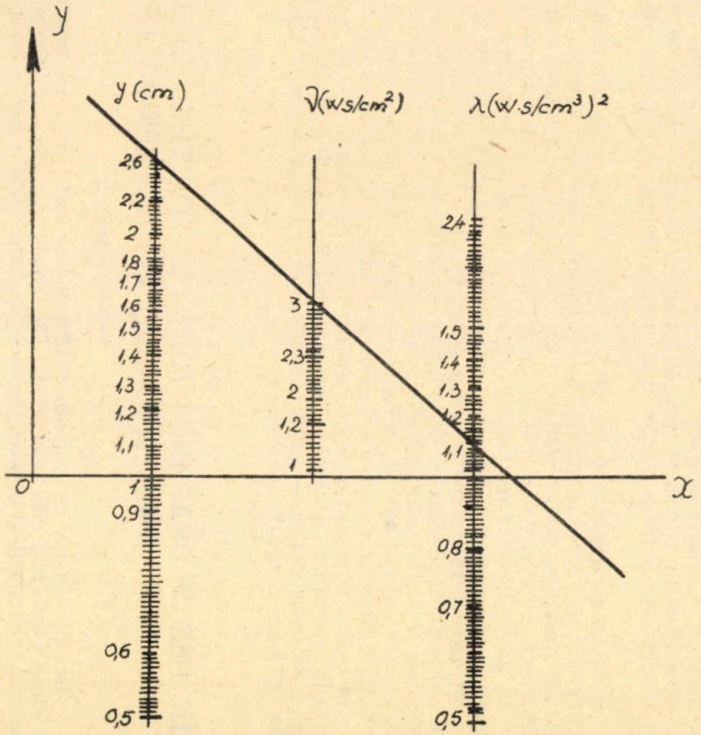

y
y (cm)
√(Ws/cm²)
λ (Ws/cm³)²
x
0
2,6
2,2
2
1,8
1,7
1,6
1,5
1,4
1,3
1,2
1,1
1
0,9
0,6
0,5
3
2,3
2
1,2
1
2,4
1,5
1,4
1,3
1,2
1,1
0,8
0,7
0,5

Fig. 1.

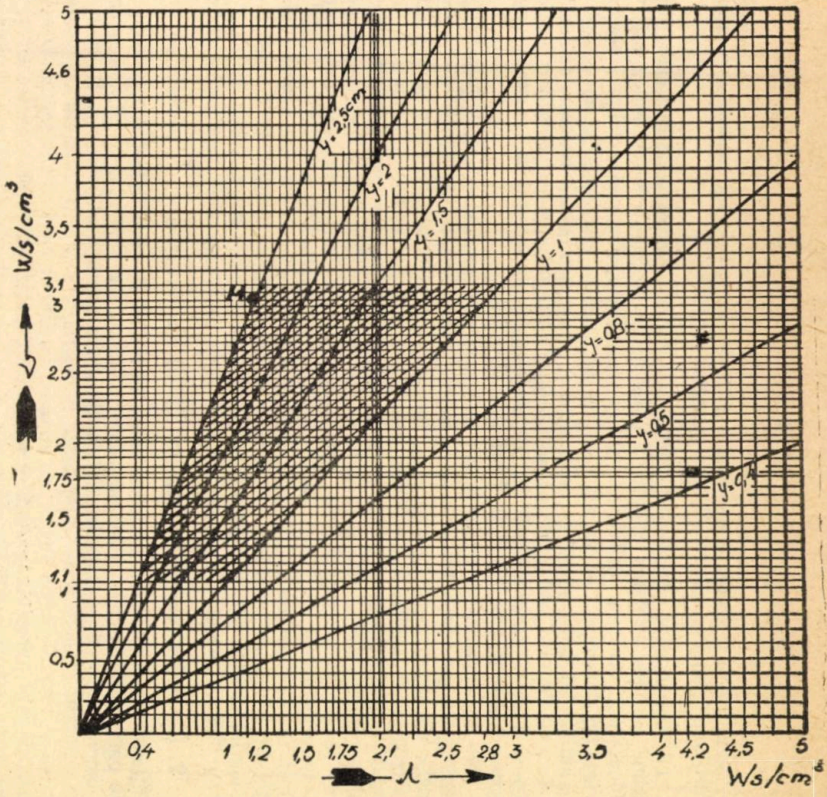

Ws/cm³
y
λ
Ws/cm²
y=2,5cm
y=2
y=1,5
y=1
y=0,8
y=0,5
y=0,4
5
4,6
4
3,5
3,1
3
2,5
2
1,75
1,5
1,1
1
0,5
0,4
1
1,2
1,0
1,75
2,1
2,5
2,8
3
3,5
4
4,2
4,5
5

Fig. 2.

Menţinîndu-se acelaşi domeniu al variabilelor ca şi în cazul nomogramei reticulare s-a construit nomograma cu puncte aliniate reprezentată în fig. 2.

IV. **Concluzii** 1. Utilizarea metodelor grafice pentru stabilirea eficacităţii morilor cu ciocane permite corelarea judicioasă a parametrilor constructivi, funcţionali, cu indicii de exploatare ai acestora. Astfel, în vederea realizării unei anumite valori a consumului util de energie (v) determinat de un anumit grad de uzură al ciocanelor se pot stabili valori foarte diferenţiate privind parametrii constructivi şi funcţionali pentru organele de măcinare ale morii cu ciocane. În acest sens la întocmirea nomogramelor se pot lua în considerare diferitele lungimi şi grosimi ale ciocanelor morii. Se pot alege materiale diferite de construcţie pentru uzinarea ciocanelor cît şi tehnologii de fabricaţie diferenţiate.

Tot ca elemente variabile se iau în considerare modificările cu privire la sistemul rotor-ciocan şi anume : numărul de discuri ale rotorului, numărul de bolţuri de suspendare ale ciocanelor cît şi modul de repartizare al ciocanelor pe rotor. O foarte mare importanţă cu privire la construcţia ciocanelor o are forma acestora. Acest parametru determină în ultimă instanţă modul de ciocnire dintre ciocan şi particulă, influenţînd în mare măsură asupra consumului util de energie, deci şi asupra calităţii de măcinare, construcţia nomogramelor permite şi corelarea judicioasă a proprietăţilor fizico-mecanice ale nutreţurilor cu construcţia sistemului rotor-ciocan avînd implicaţii asupra indicilor de exploatare ai morilor. Astfel, la stabilirea domeniilor de lucru ale celor 3 variabile (v, λ şi y) se iau în considerare legătura dintre caracteristicile principalelor nutreţuri (umiditate, sticlozitate, elasticitate etc.), modul de alimentare al morilor, caracteristicile sitelor folosite cît şi construcţia rotor-ciocan. In acest fel regimul de lucru ales cu ajutorul nomogramelor permite realizarea unei funcţionări cît mai raţionale.

2. Reprezentarea prin ambele posibilităţi ale funcţiei $y = \frac{v}{\lambda}$ permite pe de o parte evidenţierea mai intuitivă a anumitor zone interesate în cazul nomogramei din fig. 1 cît şi pe de altă parte aprecierea valorilor sub aspect calitativ mai ridicat în cazul nomogramei din fig. 2. Nomogramele deşi au caracter universal pentru prima variabilă (fig. 1) cu o extindere mai mare pentru diferite zone interesate, nomograma poate fi utilizată cu o anumită pondere pentru un anumit tip de moară sau anumită familie de mori cu ciocane, unde valorile celor trei variabile sînt apropiate avîndu-se în vedere aspectele de ordin constructiv şi funcţional. În acest sens nomograma reticulară poate servi mai mult unităţilor care proiectează şi construiesc morile cu ciocane, asigurîndu-se corelaţia optimă între parametrii constructivi şi funcţionali. Nomograma prin puncte aliniate permite o apreciere mai riguroasă a corelaţiei dintre cele trei variabile şi are o extindere mai mare pentru procesul de exploatare al morilor cu ciocane.

3. În comparaţie cu metodele clasice de apreciere a eficacităţii morilor, cum ar fi consumul specific de energie în procesul de exploatare al morilor, utilizarea metodelor grafice, propuse, prezintă siguranţă, rapiditate şi precizie asigurînd rezolvarea complexă a alegerii regimului de funcţionare determinat de durabilitatea organelor de lucru ale morii.

În acest sens utilizarea metodelor grafice poate asigura realizarea şi a unei fiabilităţi corespunzătoare a acestor utilaje cu mare pondere în parcul de utilaje al fermelor zootehnice.

Metodele grafice propuse pentru stabilirea eficacităţii morilor cu ciocane se recomandă a fi utilizate atît în procesul de proiectare şi construcţie a morilor cu ciocane cît şi în cel de exploatare al acestora, în felul acesta se realizează o legătură strînsă între elementele acestei triade contribuind-se atît la modernizarea construcţiei şi exploatării cît şi a modalităţii de apreciere a eficacităţii acestor utilaje de bază folosite în pregătirea hranei în zootehnie.

În vederea construcţiei nomogramelor cîmpul de variaţie al celor trei elemente (v, λ şi y) poate fi determinat utilizîndu-se metode numerice de calcul asupra sistemelor de ecuaţii ce reprezintă modelarea matematică a fenomenelor intime ce se realizează în procesul de măcinare cu ajutorul morilor cu ciocane.

THE USE OF GRAPHICAL METHODS FOR THE DETERMINATION OF THE EFFICIENCY OF HAMMER MILLS

(SUMMARY)

The determination of operating conditions of hammer mills has been established by means of bunch graphs and with lined points. The calculus and the establishment of these graphs are based on the correlation between the operation index of mills and the wear of hammers.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

CONTRIBUŢIA CATEDREI UTILAJUL ŞI TEHNOLOGIA SUDĂRII LA PERFECŢIONAREA UNOR TEHNOLOGII DE SUDARE

DE

VL. POPOVICI, C. ŞARLĂU, D. BOTH, D. RADU

1. **Introducere.** Un domeniu important în atenţia catedrei Utilajul şi tehnologia sudării de la Facultatea de Mecanică din Timişoara, este cercetarea pentru perfecţionarea diferitelor tehnologii de sudare. În acest sens au fost abordate o serie de cercetări în vederea studierii comportării la sudare a unor oţeluri de construcţie cu rezistenţă ridicată, a oţelurilor de construcţie cu granulaţie fină, a altor metale şi aliaje pentru structuri sudate (aliaje Al); precum şi determinarea condiţiilor specifice de sudare a unor ansamble sudate (coroane de roţi dinţate, conducte din oţel termorezistent etc).

În lucrare se dau date importante, folosirea atît la proiectare cît şi la execuţie.

2. **Sudarea oţelurilor cu granulaţie fină cu două arce.** Oţelurile de construcţie cu rezistenţă mecanică ridicată capătă însuşiri fizico-mecanice mai bune dacă au structura (granulaţia) fină. La sudare, în zona cusăturii şi cea influenţată termic, structura este mult modificată, devenind în general grobă şi se reduc astfel însuşirile fizico-mecanice. De aceea la sudarea oţelurilor cu granulaţie fină e necesar să se folosească procedee şi tehnologii specifice care să elimine neajunsul arătat mai sus.

La sudarea conductelor forţate şi recipienţilor din oţeluri cu structură fină (OL52, OLC, ALDUR, HOAG şi BH) se poate folosi cu bune rezultate procedeul de sudare sub flux cu două arce în tandem. Ca materiale de ados se folosesc sîrmele S10M1, S12M2, S12M1MoV, EMS3 sau combinaţii ale acestora şi fluxuri bazice, FB10 sau UM80

Regimul de sudare are următorii parametrii: arcul în curent continuu I_s=500 A; U_a=30 V; arcul de curent alternativ I_s=650 A; U_a=34 V; viteza de sudare: 50 m/h; diametrul sîrmei 4 mm şi rezultă o energie liniară q_1= =5 230 cal/cm.

Cercetarea îmbinărilor sudate a arătat că procedeul de sudare cu două arce şi regimul de sudare stabilit conduc la rezultate bune [4]. Astfel rezistenţa la tracţiune şi alungirea probelor din sudură sînt comparabile cu cele din metalul de bază, iar rezilienţa chiar şi la −30 °C este corespunzătoare (figura 1). Aceasta înseamnă că structura sudurii şi a zonei influenţată termic nu diferă mult de cea a metalului de bază.

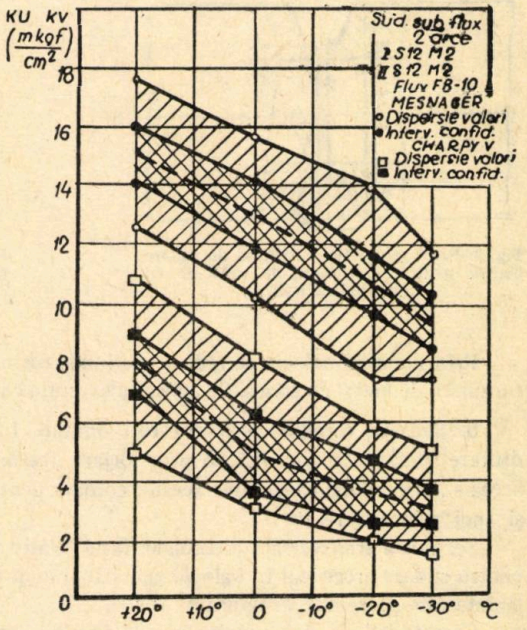


Fig. 1. Variaţia rezilienţei KU şi KV a sudurilor realizate sub flux cu două arce.

3. **Sudarea unor aliaje de aluminiu.** La catedra UTS prin cîteva lucrări de cercetare s-a studiat sudarea unor aliaje de aluminiu de tipul AlZnMg, AlMg şi AlMn cu rezistenţă mecanică înaltă, folosind procedeele: sudarea automată sub strat de flux, sudarea în mediu de argon şi sudarea prin puncte cu energie înmagazinată.

La sudarea automată sub flux s-au determinat condiţiile care asigură o stabilitate corespunzătoare a arcului în procesul de sudare şi acestea sînt: lungimea liberă a capătului sîrmei electrod între 90...120 mm, sudarea în curent continuu şi folosirea unui flux alcătuit din 50% KCl; 20% NaCl; 30% Na_3AlF_6 şi ca liant, soluţie de apă cu dextrină. În aceste condiţii s-au obţinut suduri de calitate bună la sudarea aluminiului şi a aliajelor sale $AlMg_3$ şi $AlMg_5$ [2].

La sudarea unor aliaje de tip AlZnMg, AlMn şi AlSiMg s-a aplicat sudarea în mediu de argon. Comportarea lor la sudare s-a determinat printr-o serie de încercări de fisurabilitate şi coroziune. Folosindu-se procedeul WIG sau MIG s-au determinat condiţiile şi parametrii de sudare care permit obţinerea de îmbinări fără defecte şi cu proprietăţi mecanice bune. Puritatea argonului are influenţă însemnată asupra calităţii sudurii [3].

Sudarea prin presiune în puncte s-a aplicat la table din aliaje AlZnMg folosindu-se electrozi de contact din cupru-crom sau cupru-cadmiu. Dacă conţinutul în Mg este peste 5%, în punctele sudate apar fisuri transversale [1].

Prin aceste cercetări au fost puse la dispoziţia întreprinderilor interesate, o serie de date tehnologice privind sudarea aliajelor de aluminiu folosite în structuri sudate şi utilaje din industria chimică şi alimentară.

4. **Sudarea conductelor termorezistente.** Cercetările efectuate la catedra UTS [5] în domeniul sudării conductelor termorezistente au condus la elaborarea unei geometrii noi a restului de sudare (figura 2) şi sudarea printr-un procedeu combinat (rădăcina sudurii cu procedeul WIG şi restul, manual cu electrod învelit).

Noua geometrie a rostului de sudare elimină inelul de sprijin a rădăcinii, stratul de rădăcină se realizează prin sudarea cu arc electric în mediu de argon (WIG) topind metalul de bază, iar completarea rostului se face cu arc electric manual folosind electrozi adecvaţi metalului de bază (figura 3).

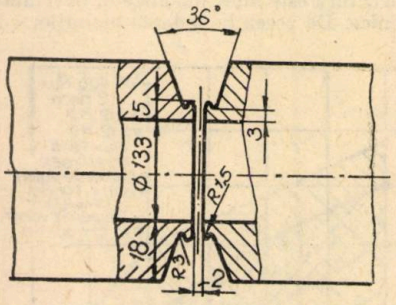


Fig. 2. Noua geometrie a rostului de sudare pentru realizarea stratului de rădăcină cu material de bază.

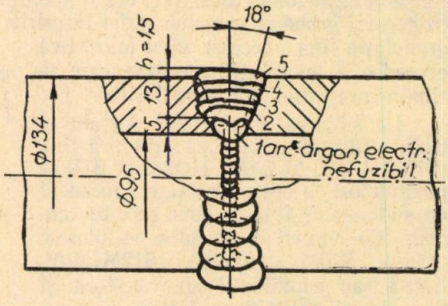


Fig. 3. Sudarea combinată a conductelor cu pereţi groşi şi oţeluri termorezistente utilizînd noua geometrie a rostului.

Prin noua tehnologie se reduce secţiunea rostului de sudare cu 14...50% şi proporţional consumul de metal de adaos. Se aplică la execuţia cazanelor pentru termocentrale.

5. **Sudarea coroanelor pentru roţi dinţate.** În prezent semifabricatele pentru coroanele dinţate se execută din OLC 45 prin forjare liberă. Această tehnologie este neproductivă. De aceea s-a preconizat executarea acestor coroane pentru roţi dintr-o platbandă de oţel prin rulare şi apoi prin sudare.

Secţiunea transversală a coroanei fiind relativ mare (50×175 mm) s-a considerat potriviti pentru sudare procedeul în baie de zgură topită cu ajutaj fuzibil. Aspectul exterior al îmbinări sudate este prezentat în figura 4.

Caracteristicile fizico-mecanice ale îmbinărilor sudate au fost cercetate metalografic şi prin încercări mecanice şi au fost corespunzătoare.

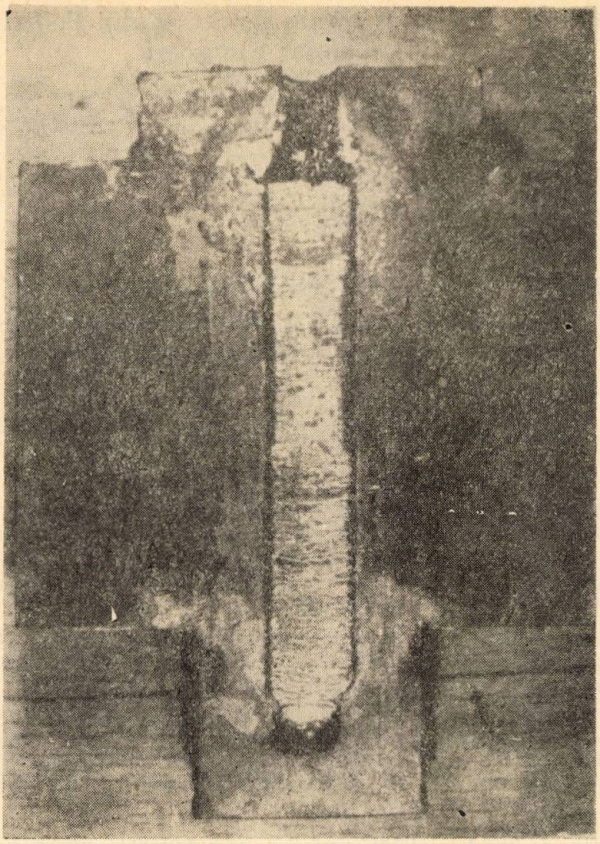


Fig. 4. Aspectul exterior al îmbinării sudate.

BIBLIOGRAFIE

1. Popovici Vladimir, Sudarea cu energie înmagazinată în cîmp electrostatic, Lucrare de doctorat, IPT, 1969.
2. Şarlău Constantin, Sudarea Al şi aliajelor sale cu arc sub flux, Revista Construcţii de Maşini, nr. 4/1970.
3. Sentea Sever, Sudarea WIG, MIG a aliajelor de Al. Lucrare de doctorat, IPT, 1970.
4. Breazu Mircea, Sudarea sub flux cu două arce, Lucrare de doctorat, IPT, 1972.
5. Radu Dumitru, Sudarea conductelor din oţel termorezistent, Lucrare de doctorat IPT, 1973.

CONTRIBUTIONS DE LA CHAIRE DE SOUDURE SUR LE PERFECTIONNEMENT DE CERTAINES TECHNOLOGIES DE SOUDAGE

(RÉSUMÉ)

L'ouvrage présent la sinthèse des résultats obtenus á la recherche sur le perfectionnement des certaines technologie de soudage solicités par les usines.

On a établi les conditions de soudage et les régimes de travaille pour : aciers au granulation fin ; alliages d'aluminium AlMg, AlMn et AlZnMg ; conductes d'aciers thermorésistants et des couronnes des roues d'engrenage pignon (dentées) OLC 45.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

CONTRIBUTIONS TO THE STUDY AND RESEARCH OF THE MODELLING BY THE VIBE LAW OF THE COMBUSTION PROCESSES IN THE COMPRESSION-IGNITION ENGINES

BY

V. BERINDEAN, W. M. BURGERMEISTER

Introduction. Simulation of combustion processes is of major interest for the establishment of calculation procedures as well as for investigation and interpretation purposes.

Based on the modelling of combustion processes, the law of combustion or the law of heat relase may be ascertained, thus providing en efficient engineering means of establishing the main engine performances in the design stage.

As a consequence, several researchers have attempted at the expression of the law of heat release by means of empyrical and semi-empyrical relations of all known semi-empyrical relations, the relation or law of Vibe is the most widespread.

In the present paper the possibilities of application of the law of Vibe are investigated as concerning burning processes in compression-ignition engines in case gasoline — Diesel oil mixtures are used. The paper is based on the results arrivend at in (1), aimed at the analysis of the law of heat release with a D-103 tractor engine operating with a 50% mixture of gasoline — Diesel oil.

1. Considerations on the law of Vibe and the computation technique used. Vibe has suggested the following function for the law of heat release (2):

$$x_e = 1 - e^{-ay^{m+1}} \tag{1}$$

where:

$$x_e = \frac{C}{C_0} \quad \text{and} \quad y = \frac{\tau}{\tau_a} \tag{2}$$

and: C_0 — amount of fuel/cycle available for burning Vibe law;
C — amount of fuel burned/cycle up to a given time;
τ_a — total duration of fuel combustion during one cycle in seconds;
τ — time interval from the start of the combustion, processes, to a given time;
a — constant, the value of which for

$$x_a = 0{,}999\,; \quad a = 6{,}908$$

by logarithmation of relation (1) and explication in terms of τ is obtained as follows:

$$\begin{aligned} Y &= \log \tau \\ X &= \log - 2{,}303 \log (1-x) - \log a \\ A &= \log \tau_a \end{aligned} \tag{a}$$

Relation (3) becomes:

$$Y=\frac{1}{m+1}X+A \tag{4}$$

By applying the method of the least squares to eq. (4), it results:

$$m=\frac{n\sum_{k=1}^{n}X^2-\left(\sum_{k=1}^{n}X\right)^2}{n\sum_{k=1}^{n}(XY)-\left(\sum_{k=1}^{n}X\right)\left(\sum_{k=1}^{n}Y\right)}-1 \tag{5}$$

$$A=\frac{\sum_{k=1}^{n}Y-\frac{1}{m+1}\sum_{k=1}^{n}X}{n}. \tag{6}$$

A comparison was performed of the values computed by the law of Vibe, noted by x_e^x, with the x_e — values obtained by the processing of the diagrams shown, which have been traced in the engine by means of a piezoelectric device.

The law of heat release has been assessed in four operating conditions at $\omega \cong 187{,}2\ s^{-1}$ (1 800 r.p.m. at loads corresponding to 25%, 50%, 75%, and 100% of the engine's rated power operating conditions I, II, III, IV)

Taking into account the relation of proportionality between $\alpha°$ RAC and the time τ, in the relations used in the paper τ has been replaced by $\alpha°$.

2. Application of the relations of the law of Vibe to the assessment of the law of heat release. The computations have been performend by means of the following equations:

$$x_e^e=1-e^{-6{,}908\left(\frac{\alpha}{\alpha_a}\right)^{m+1}} \tag{7}$$

$$\Delta x_e^x=x_e^e-x_e \tag{8}$$

$$\Delta x_e^x(\%)=\frac{|x_e^x-x_e|}{x_e^x}100 \tag{9}$$

$$M_0=\frac{\alpha_m}{\alpha_a}=\left[\frac{m}{6{,}908\,(m+1)}\right]^{\frac{1}{m+1}} \tag{10}$$

$$\alpha_m=M_0\alpha_a$$

where

x_e^x and $x_e^x\%$ — absolute and/or percent deviation of the computed value face to the experimentally ascertained value for the heat release;

M_0 — ratio of α_m^0 — the angle corresponding to the maximum value of the speed of combustion — to angle α_a^0 of the total duration of combustion.

The computations have been performed by the aid of a digital computer Olivetti (Deutsche Olivetti Frankfurt a M). The results computed are graphically shown in Fig. 1, 2, 3, 4.

From the diagrams, several interesting points results as to the application of the law of Vibe to the computation of the law and speed of heat release in case the engine operates with a gasoline — Diesel oil mixtures.

In all of the cases studied, very important deviations are noted between the theoretical (computed) values and the experimental values.

The most important deviations occur in operating conditions with loads less than 50%, so that values up to 86,92% may be encountered (operating condition II, $\alpha°=7,5$).

Allong with an increase of the load above 50%, a decrease of the deviation occurs; in operating condition with 100% loads, the maximum deviation amounts to only 26,08%. Simultaneously, most of the $\Delta x_e\%$ values in this operating condition are shown to be below 10%, pointing to a better agreement between the law of heat release computed and that variations of the Δx_e^x — values are noted in all cases for $\alpha°=7,5$ °RAC and/or 5,5°, corresponding to maximum speeds of heat release.

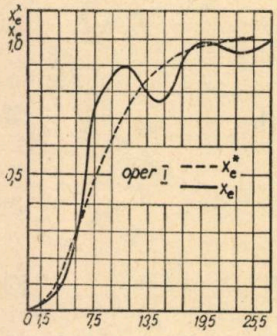


Fig. 1.

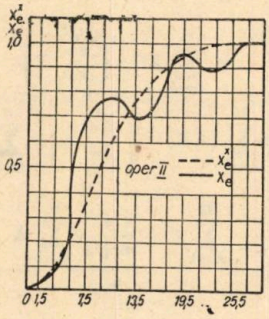


Fig. 2.

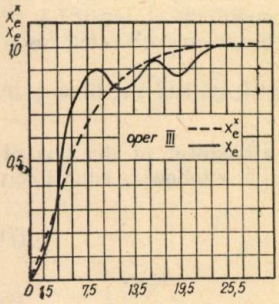


Fig. 3.

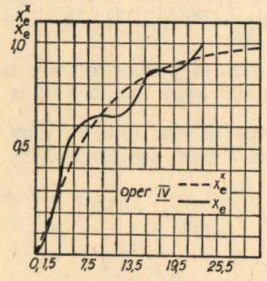


Fig. 4.

In all casses investigated, the range of greater deviations ocurs in the interval of transition from the burning of preformed mixtures to diffusive burning.

3. **Conclusions.** The results may be summed up as follows:

1. The law of heat release ascertained by the aid of the relation of Vibe is an adequate expression of the combustion process only for the burning of preformed gasoline—Diesel oil mixtures. Diffusive combustion requires a model matching its particular mechanism.

2. The use of the law of Vibe in the combustion of preformed mixtures is validated by its theoretical basis and elucidation in terms of kinetics. In this case, physical significance of the relation are maintained, as opposed to the case when application is to the process of combustion as a whole in compression — ignition engines.

REFERENCES

1. Berindean V., Caramavru N., Contribuţii la problema folosirii combustibililor uşori pentru motoare cu aprindere prin compresiune rapide. Bul. şt. şi tehn. al Inst. polit. Timişoara, tom 11 (25) fasc. 1, 1966.
2. Vibe I. I., *Novoe o rabocem ţicle dvigatelei.* Maşghiz. Moskva. 1962, p. 41, 48, 92—94, 248.
3. Vibe I. I., Farafantov Elektronische Analyse der Arbeitspiele von Verbrennungsmotoren, Kraftfahrzeug-technik, nr. 10, 1967.
4. Vlădea I., *Manual de termotehnică,* vol. I, Ed. did. şi ped. Bucureşti, 1962.
5. Worthing, G. A, Geffner, J., *Prelucrarea datelor experimentale,* Ed. Tehnică, 1959.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timișoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

CIRCUIT ELECTRONIC PENTRU COMANDA REDRESOARELOR CU TIRISTOARE

DE

V. POPESCU

La realizarea redresoarelor comandate cu tiristoare, ca subansamble într-un sistem de reglare automată, este necesar să se cunoască dependența dintre valoarea medie a tensiunii redresate și tensiunea de comandă. Calitatea sistemului automat de reglare este mult îmbunătățită dacă această dependență este liniară.

În lucrare se prezintă un circuit electronic comandat cu o tensiune continuă, care poate modifica unghiul de amorsare a tiristoarelor de la $\alpha=0°$ la $\alpha=180°$ și care satisface cerința menționată mai sus.

În fig. 1 se prezintă schema de principiu a circuitului de comandă propus. Ea cuprinde integratorul realizat cu tranzistorul T_1, comparatorul integrat C, repetorul pe emiter (tranzistorul T_2) și tiristorul T.

Se consideră tensiunea de redresat u_2 de forma:

$$u_2=\sqrt{2}\,U_2 \sin \omega t$$

iar tensiunea u_1 de la intrarea integratorului o fracțiune din u_2 și defazată cu 180°:

$$u_1=-ku_2.$$

În semiperioada negativă a tensiunii u_1, tensiunea în colectorul tranzistorului T_1 este proporțională cu integrala tensiunii u_1. Atîta timp cît $u_c< U_{cd}$, tensiunea de la ieșirea comparatorului este nulă. Cînd $u_c=U_{cd}$ comparatorul furnizează un impuls pozitiv a cărui durată depinde de valoarea tensiunii continue U_{cd}.

În semiperioada pozitivă a tensiunii u_1, dioda D este polarizată direct, tranzistorul intră în saturație, iar condensatorul C se descarcă rapid după care procesele se repetă.

Între tensiunea de comandă U_{cd} și valoarea medie a tensiunii redresate există o dependență liniară. Tensiunea la ieșirea integratorului este dată de relația:

$$u_c=-\frac{1}{R_1C}\int_0^t u_1\,dt=-\frac{k\sqrt{2}\,U_2}{\omega R_1C}(\cos\alpha-1)=U_{cd} \qquad (1)$$

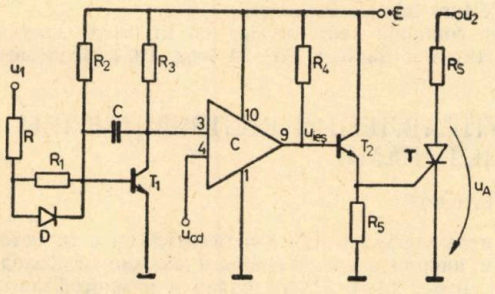


Fig. 1.

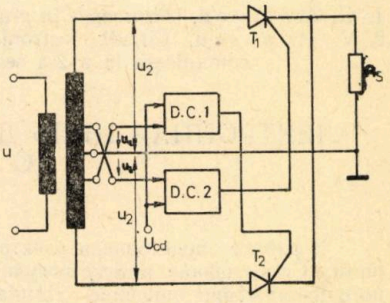


Fig. 2.

Valoarea medie a tensiunii redresate depinde de unghiul de amorsare:

$$U_0 = \frac{\sqrt{2}\,U_2}{2\pi}(1+\cos\alpha) \tag{2}$$

Comparînd relaţiile (1) şi (2) rezultă:

$$U_0 = \frac{\omega R_1 C}{2k\pi}\left(\frac{2k\sqrt{2}\,U_2}{\omega R_1 C} - U_{cd}\right). \tag{3}$$

Relaţia (3) pune în evidenţă dependenţa liniară între valoarea medie a tensiunii redresate: şi tensiunea de comandă U_{cd},

Verificarea funcţionării circuitului electronic propus s-a făcut cu schema din fig. 2 care ilustrează un dispozitiv electronic pentru comanda unui redresor monofazat bialternanţă. Prin D.C.1 şi D.C.2 s-au notat circuitele de comandă ale celor două tiristoare şi a căror schemă electronică este în figura 1.

Şi în cazul redresorului polifazat există o dependenţă liniară între tensiunea de comandă U_{cd} şi valoarea medie a tensiunii redresate.

În intervalul de timp $\omega t = \alpha_{lim}$ şi $\omega t = \alpha + \alpha_{lim}$ tensiunea de ieşire a integratorului este [2]:

$$u_c = U_{cd} = -\frac{1}{R_1 C}\int_0^{\alpha+\alpha_{lim}} k\sqrt{2}\,U_2 \sin\omega t\, d(\omega t) =$$

$$= \frac{k\sqrt{2}\,U_2\left(-\sin\alpha\cos\frac{\pi}{m} + \cos\alpha\sin\frac{\pi}{m} - 1\right)}{\omega RC} \tag{4}$$

Tensiunea medie redresată este [1]:

$$U^*_{0\alpha} = \frac{m\sqrt{2}\,U_2}{2\pi}\cdot\frac{1-\sin\alpha\cos\frac{\pi}{m} + \cos\alpha\sin\frac{\pi}{m}}{2\sin\frac{\pi}{m}}. \tag{5}$$

Eliminînd termenii ce conţin unghiul α între relaţia (4) şi (5) rezultă:

$$U^*_{0\alpha} = \frac{m}{2\pi\sin\frac{\pi}{m}}(k'\,U_{cd} + B) \tag{6}$$

unde $k' = \omega RC$; $B = k\sqrt{2}\,U_2$.

Relaţia (6) arată că şi în cazul redresorului polifazat dispozitivul de comandă propus realizează o dependenţă liniară între valoarea medie a tensiunii redresate şi tensiunea de comandă U_{cd}.

Circuitul poate fi folosit în orice schemă care reclamă întîrzierea comandată a unui impuls de tensiune.

BIBLIOGRAFIE

1. G. Möltgen, *Tiristoarele în practică*. Editura tehnică Bucureşti — 1970.
2. V. Popescu, Circuit electronic pentru comanda redresoarelor cu tiristoare. Lucrare comunicată la a 2-a sesiune a tinerilor ingineri, 23—24 febr. 1974, Timişoara.

ЭЛЕКТРОННАЯ ЦЕПЬ ДЛЯ УПРАВЛЕНИЯ ВЫПРЯМИТЕЛЕЙ С ТИРИСТОРАМИ

(РЕЗЮМЕ)

В работе представлена электронная цепь управляющая выпрямителями с тиристорами. Соотношение между регулирующим напряжением и средним значением выходного напряжения линейное. Данная цепь может быть использована и в многофазных выпрямителях и легко применима в случае систем с замкнутым контуром.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

PROPUNERI PRIVIND ORGANIZAREA SISTEMULUI INFORMAŢIONAL IN CADRUL IRE-urilor, ÎN VEDEREA ASIGURĂRII DATELOR NECESARE ACTIVITĂŢII DE PROGNOZĂ PENTRU CONSUMUL DE ENERGIE ELECTRICĂ ŞI PUTERE DE VÎRF

DE

O. CRIŞAN, A. BUTA, B. LUŞTREA, ŞT. KILYENI

1. **Generalităţi.** Una din principalele dificultăţi întîmpinate în prezent în vederea soluţionării activităţii complexe de prognoză din cadrul IRE-urilor, o constituie lipsa de date din trecut, suficiente ca număr şi calitate, care să permită stabilirea celor mai potrivite corelaţii şi modele matematice pentru dezvoltarea consumului. În acest sens este de o importanţă deosebită organizarea sistemului informaţional, în aşa fel încît acesta să permită obţinerea de date suficiente cantitativ şi calitativ prezentate unitar.

În prezenta lucrare se propune organizarea sistemului de culegere a datelor astfel încît să permită realizarea următoarelor deziderate:

— culegerea de date potrivite ca volum şi necesitate pentru realizarea prognozei,

— posibilitatea prelucrării datelor pe un calculator numeric de capacitate medie,

— posibilitatea utilizării datelor, în afara prognozei şi la alte materiale cu caracter statistic solicitate IRE-urilor.

2. **Natura datelor solicitate pentru prognoza consumului anual de energie.** În scopul prelucrării mai uşoare a datelor, se recomandă ca informaţiile culese să fie grupate pe categorii în funcţie de ramura şi subramura căreia îi aparţine consumatorul, valorile consumului de energie să fie localizate geografic. Pentru a păstra acelaşi ordin de mărime pentru valorile ce indică poziţia geografică, se recomandă împărţirea zonei de consum în carouri şi în plus se indică coordonatele unui consumator particular din interiorul caroului în care este plasat. În scopul obţinerii informaţiilor şi avînd în vedere că aceste date urmează a se prelucra pe calculator, se vor trimite întreprinderilor şi unităţilor chestionate un formular tip FØRTRAN (sau un formular de forma celui din tabelul 1) cu indicarea precisă a datelor ce urmează a se completa.

Mărimile care urmează a se înregistra sînt suficiente pentru efectuarea prognozei consumului de energie. Cu toate că aparent aceste mărimi sînt numeroase, avînd în vedere că ele se înregistrează o dată pe an, colectarea lor nu constituie de fapt o problemă.

3. **Natura datelor solicitate pentru prognoza curbelor de putere.** Spre deosebire de cazul prognozei consumului anual de energie, pentru prognoza curbei de putere, inclusiv vîrful anual de putere se cer a fi rezolvate probleme mai complicate, respectiv colectarea unui volum mai mare de date, care să ţină cont de corelaţiile existente în diferite ramuri şi subramuri, între puterea consumată, perioada calendaristică şi alţi factori.

Ca urmare la nivelul IRE-urilor sau zone ale acestora, trebuie conceput un program de măsurători simultane care să cuprindă:

— fiecare lună a anului,

— o săptămînă întreagă a lunii aflată în aceeaşi poziţie relativă în cadrul lunii respective,

— zilele specifice aflate în poziţie bine determinată în cadrul săptămînii şi lunii considerate,

— cîteva ore caracteristice din zilele respective (de ex. ora 7, 12, 18).

Tabelul 1

Model de fişă pentru înregistrarea datelor necesare pentru prognoza de energie electrică

* IRE.....

DATE REFERITOARE LA CONSUMUL DE ENERGIE ELECTRICĂ ŞI FACTORII CORELAŢI

Intreprinderea, instituţia .....

Ministerul .....

Nr. crt.	Datele înregistrate sau caracteristici		U.M.	Cîmpul ocupat pe cartelă	Codul sau valoarea mărimii înregistrate	Obs. (se precizează de către IRE)
1	Anul calendaristic		ani	7—8	72	*
2	Poziţia geografică a consumatorului	Nr. carou în axa *X*	—	9—10	17	*
		Poziţia în carou după axa *x*	km	11—12	20	*
		Nr. carou în axa *Y*	—	13—14	34	*
		Poziţia în carou după axa *y*	km	15—16	25	*
3	Ramura: Agricultură		—	17—18	02	*
4	Subramura	Gospodării de stat	—	19—20	01	*
		Irigaţii	—	19—20	02	
		Cooperative agricole	—	19—20	03	
		Localităţi, casnic	—	19—20	04	
5	Mărimile înregistrate	Putere instalată	kW	21—22		*
		Energie consumată anual	kWh	23—25		*
		Nr. salariaţi	Nr.	26—28		*
		Debit mediu	m³/h	29—30	00	
		. . .		. . .		
		Suprafaţa ocupată	ha	54—57		*
		Nr. gospodării	Nr.	58—60	000	
		Gradul de dotare	Nr. maşini / ha	61—62		*

Aceste programe de măsurători se vor transmite întreprinderilor şi instituţiilor selectate pentru măsurători şi staţiilor din zona aleasă. De asemenea se vor transmite beneficiarilor şi fişe pentru înregistrarea datelor asemănătoare cu fişele pentru energie.

Pentru a putea utiliza valorile factorilor de la fişele de energie, toate datele cuprinse pe cîmpurile (7—16), tabelul 1 se vor reproduce pe fişele cu datele de putere. În plus se mai înregistrează de către consumator : luna din an, săptămîna din lună, ziua din săptămînă, ora din zi, puterea activă, puterea reactivă. În plus la nivelul zonei se vor înregistra pentru aceleaşi condiţii temperatura, umiditatea, intensitatea luminii naturale, durata zilei solare.

4. **Avantajele sistemului propus. Concluzii.** Sistemul propus pentru culegerea, colectarea şi prelucrarea datelor prezintă următoarele avantaje :

— este un sistem simplu şi operativ,

— prezintă un grad mare de mobilitate, putînd fi uşor modificat şi completat după necesităţi,

— prezintă un grad ridicat de utilizare, putînd fi folosit pentru prognoza energiei, puterii dar şi pentru întocmirea unor situaţii statistice cerute IRE-ului sau organismelor economice din zonă, ceea ce are ca efect ieftinirea costului ce revine prognozei propriu zise,

— mărimile se pot introduce codificat conform unor convenţii bilaterale între IRE şi beneficiar, ceea ce înlătură circulaţia inacceptabilă a unor date de producţie.

Utilitatea şi eficacitatea sistemului propus s-ar mări substanţial şi costul pe categorie de operaţie s-ar reduce foarte mult dacă sistemul informaţional propus s-ar extinde la nivel naţional prin :

— codificarea unitară la nivel naţional a ramurilor şi subramurilor şi definitivarea aparteneţei fiecărei unităţi economice, în raport cu această clasificare,

— stabilirea unui sistem de poziţionare geografică, unitar, raportat la un sistem de axe fix pentru întreaga ţară,

— definitivarea unei liste unitare de mărimi ce se cer a fi înregistrate pentru fiecare ramură şi subramură, unităţile de măsură şi codul corespunzător (aceasta inclusiv pentru mărimile cu caracter neelectrice sau legate de prognozele electrice),

— stabilirea anual a unui program unitar, valabil pentru întreaga ţară, pentru citirea şi înregistrarea valorilor puterilor absorbite.

Extinderea şi realizarea unui program unitar la nivel naţional de înregistrare, colectare şi prelucrare a datelor permite realizarea simultană sau separată, de către diverse organisme economice a următoarelor obiective :

— realizarea prognozei consumului de energie şi putere la nivel de IRE sau naţional pentru ramuri, subramuri, zone geografice, etc.,

— întocmirea statisticilor de diferite naturi la aceleaşi nivele,

— analiza schemelor şi a regimurilor de către aceleaşi organisme în vederea unor decizii funcţionale sau de proiectare,

— întocmirea prognozei la nivel de subramuri, ramuri, judeţe, naţional în ceea ce priveşte producţia, productivitatea, nr. salariaţi, etc.,

— întocmirea datelor statistice de diverse naturi la aceleaşi nivele etc.,

În acest mod, se realizează un sistem informaţional integrat cu utilizări multiple, de mare eficienţă şi cu cost relativ redus pe operaţie.

PROPOSITIONS CONCERNANT L'ORGANISATION DU SYSTÈME INFORMATIONNEL EN CADRE D'I.R.E.-sEN VUE D'ASSURENCE DES DATES NÉCESSAIRES À L'ACTIVITÉ DE PROGNOSE POUR LA CONSOMMATION D'ÉNRGIE ÉLECTRIQUE ET PUISSANCE DE CRÊTE

(RÉSUMÉ)

Dans le cadre du travail on présente un système unitaire de poursuite au niveau d'I.R.E.-s, ou au niveau national, qui permet à réaliser la prognose de la consommation d'énergie électrique et puissance de crête, de même que le complètement d'autres statistiques nécessaires.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timișoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

UN NOU ARGUMENT ÎN FAVOAREA INTRODUCERII UNEI TENSIUNI SUPERIOARE DE TRANSPORT ÎN ȚARA NOASTRĂ

DE

A. BUTA

1. **Introducere.** În alegerea unei tensiuni superioare pentru transportul de energie electrică trebuiesc considerați următorii factori [1], [2] : valoarea puterilor electrice de transport, mărimea distanțelor de transport a energiei electrice, posibilitățile de realizare constructivă a elementelor componente ale sistemului electroenergetic respectiv, etc. În țara noastră este de actualitate deosebită stabilirea cît mai urgentă a tensiunii imediat superioară treptei de 400 kV din mai multe motive, printre care și acelea legate de faptul că [1] :

— funcționarea sistemului de transport actual va ridica probleme dificile după anul 1980, cînd rețeaua buclată de 400 kV va pune probleme din cauza puterilor mari de scurtcircuit,

— funcționarea sistemului de transport la tensiunile actuale, după anul 1980 nu este economică.

În sprijinul acestei afirmații, prezenta lucrare aduce un argument în plus, original, dedus statistic pe baza unor indicatori introduși așa cum se va vedea din cele ce urmează.

2. **Funcționarea sistemului de transport din R.S.R. la tensiunile actuale, după anul 1980 nu este economică.** Pentru a arăta acest fapt se fac următoarele ipoteze simplificatorii :

— în perioada 1965—1975, funcționarea sistemului nostru de transport și a fiecărei trepte de tensiune s-a făcut în condiții tehnico-economice normale,

— în perioada 1975—1980, legea de creștere a lungimilor liniilor de 110, 220, 400 kV, corespunzătoare unor condiții tehnico-economice avantajoase este aceeași ca și pentru perioada 1965—1975 (pentru anul 1975 s-au luat datele existente în literatură [3]), iar orice abatere de la această lege corespunde unor funcționări neeconomice.

În condițiile acestor ipoteze s-au introdus două mărimi și anume :

$$I_{1i}=\frac{P_i}{L_i^{110}}\ [\text{MW/km}] \qquad I_{2i}=\frac{W_i}{L_i^{110}}\ [\text{MWh/km}] \tag{1}$$

unde : P_i este puterea instalată în centralele țării în anul i,

W_i — energia consumată în anul i,

L_i^{110} — lungimea totală a liniilor de transport echivalente la 110 kV, în anul i obținute ca :

$$L_i^{110}=L_i^{\text{real }110}+4\cdot L_i^{\text{real }220}+16\cdot L_i^{\text{real }400}, \tag{2}$$

unde :

$L_i^{\text{real }110}$, $L_i^{\text{real }220}$, $L_i^{\text{real }400}$ sînt lungimile reale ale liniilor de 110 kV, 220 kV,400 kV.

Factorii de înmulțire 4 ; 16, corespund aproximativ raportului dintre capacitatea de transport a liniilor de 220 kV, 400 kV și aceea a liniilor de 110 kV [4] ; liniile de 400 kV se consideră cu două conductoare pe fază.

Considerînd variații liniare pentru trend și folosind metoda celor mai mici pătrate pentru determinarea constantelor, ecuațiile care redau lungimile liniilor de transport sînt:

$$L^{\text{real } 110}=582\,(t-1955)\,-\,388\quad [\text{km}] \tag{3}$$

$$L^{\text{real } 220}=307{,}5\,(t-1960)\,-\,733\quad [\text{km}] \tag{4}$$

$$L^{\text{real } 400}=182{,}2\,(t-1960)\,-\,537{,}3\ [\text{km}] \tag{5}$$

pentru puterea instalată:

$$\lg P=0{,}0541\,(t-1960)+3{,}22 \tag{6}$$

iar pentru energia consumată:

$$\lg W=0{,}0496\,(t-1960)+0{,}928 \tag{7}$$

În aceste relații t reprezintă timpul exprimat în ani.

Avîndu-se în vedere relațiile (1) și (2), variația lui I_1 și I_2 se prezintă ca în fig. 1, respectiv fig. 2. Din analiza acestor figuri se constată o lege bine determinată de variație a mărimilor I_1 și I_2 în perioada 1965–1975, lege care corespunde unei funcționări normale a sistemului de transport.

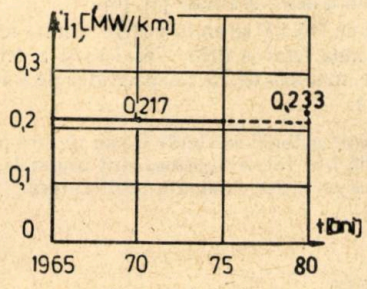


Fig. 1. Variația lui I_1.

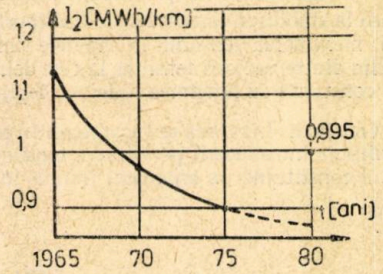


Fig. 2. Variația lui I_2.

Dacă se admite și în continuare, după anul 1975 aceeași lege de variație a lungimii liniilor de tensiuni existente, avîndu-se în vedere relațiile (3), (4), (5), rezultă pentru anul 1980:

$$L_{1980}^{\text{real } 110}=14\,200\ \text{km},\quad L_{1980}^{\text{real } 220}=5\,400\ \text{km},\quad L_{1980}^{\text{real } 400}=3\,100\ \text{km},$$

iar

$$L_{1980}^{110}=14\,200+4\cdot 5\,400+16\cdot 3\,100=85\,400\ \text{km}.$$

În condițiile acestei valori și a puterii instalate, respectiv a energiei consumate la sfîrșitul anului 1980 [3], se obțin $I_{1,1980}=0{,}233$ MW/km, iar $I_{2,1980}=0{,}995$ MWh/km, adică o abatere față de legile de variație stabilite de:

$$\varepsilon_{I_1}=\frac{0{,}233-0{,}217}{0{,}217}\,100=7{,}37\%,\quad \varepsilon_{I_2}=\frac{0{,}995-0{,}85}{0{,}85}\,100=17{,}1\%.$$

Pentru anul 1985 din relațiile (3)–(7), rezultă:

$$L_{1985}^{\text{real } 110}=17\,072\ \text{km},\quad L_{1985}^{\text{real } 220}=6\,955\ \text{km},\quad L_{1985}^{\text{real } 400}=4\,018\ \text{km},$$

$$L_{1985}^{110}=108\,892\ \text{km},\quad P_{1985}=37\,200\ \text{MW},\quad I_{1,1985}=0{,}341\ \text{MW/km}$$

iar

$$\varepsilon_{I_1}=\frac{0{,}341-0{,}217}{0{,}217}\,100=57{,}2\%,$$

adică o abatere foarte mare față de legea stabilită.

În realitate însă, pentru anul 1980 [3] sînt prevăzute următoarele lungimi :

$$L_{1980}^{\text{real } 110} = 16\,273 \text{ km}, \quad L_{1980}^{\text{real } 220} = 6\,360 \text{ km}, \quad L_{1980}^{\text{real } 400} = 3\,602 \text{ km},$$

adică

$$L_{1980}^{110} = 92\,273 \text{ km, pentru care } I_{1,1980} = 0{,}218 \text{ MW/km, iar } I_{2,1980} = 0{,}916 \text{ MWh/km,}$$

valori foarte apropiate de cele deduse din legile stabilite. Prin adoptarea însă a lungimilor de mai sus, nu se mai respectă legile de evoluţie a lungimilor stabilite, deci sistemul de transport, dezvoltarea lui, nu se mai încadrează în condiţii tehnico-economice normale. Pentru a se asigura şi în continuare funcţionarea tehnico-economică a sistemului de transport pentru anul 1980, diferenţa de lungime 92 273 − 85 400 = 6 873 km, trebuie preluată de o tensiune superioară lui 400 kV şi anume 765 kV, aceasta avîndu-se în vedere raportul optim dintre tensiunile înalte şi foarte înalte [4].

Dacă se admite capacitatea de transport a liniei de 765 kV egală cu 1 750 MW, lungimea reală a liniei de 765 kV necesară în anul 1980 este egală cu $\frac{6\,873}{1\,750} \cdot 30 = 120$ km.

3. **Observaţie.** Este interesant de relevat faptul că şi în alte ţări cei doi coeficienţi I_1 şi I_2 prezintă o lege de variaţie pe un anumit interval de ani, bine determinată. Astfel pentru Franţa, I_1 în perioada anilor 1955—1965, are valoarea aproximativ constantă şi egală cu 0,17 MW/km, iar pentru Anglia în aceeaşi perioadă, variaţia este liniară descrescătoare [5], [6].

Dacă la stabilirea capacităţii de transport a liniei de 765 kV se au în vedere : limita termică, termică, menţinerea tensiunii la capetele liniei în banda admisă (695—765 kV) şi a defazajului maxim dintre vectorii tensiune la cele două capete, mai mic de 25 °, capacitatea de transport nu este constantă cu lungimea liniei, ci depinde de ea.

4. **Concluzii.** Lucrarea se încadrează în preocupările actuale existente la noi în ţară privind oportunitatea introducerii pe viitor a tensiunii de 765 kV. Ideile cuprinse sînt originale, raţionamentul constituind un argument în plus în favoarea părerilor existente în literatură.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Baciu, Perspectiva utilizării tensiunilor foarte înalte în transportul energiei electrice în R.S.R., Energetica, vol. 21, nr. 1, 1973, pp. 24—27.
2. L. Paris, Considérations sur les lignes à très haute tension de l'avenir, RGE, nr. 3,1970, pp. 1243—1254.
3. G. Stoica, Dezvoltarea reţelelor electrice în România, Energetica, vol. 19, nr. 6, 1971, pp. 296—304.
4. M. Bercovici ş. a., *Reţele electrice, Calculul electric*, Editura tehnică, Bucureşti, 1974.
5. R. Pélissier, *Les réseaux d'énergie électrique*, Tome 1, *Les aspects techniques du service*, Dunod, Paris, 1971,
6. S. Synek, Production et consommation d'énergie électrique en France en 1968, Bull. ASE, Tome 60, nr. 8, 1969 pp. 362—364.

НОВЫЙ АРГУМЕНТ В ЦЕЛЯХ ВНЕДРЕНИЯ ВЫСОКОЙ НАПРЯЖЕНИИ В НАШЕЙ СТРАНЕ

(РЕЗЮМЕ)

После 1980 г. работа румынской электрической системы на актуальные напряжения не экономическая. Согласно этому, настоящая статья принесла оригинальный довод заключающийся статическим путём основанный на несколько показателей и несколько упрощенного допущения.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara

SERIA ELECTROTEHNICĂ

Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

STUDY ON THE HALL GENERATOR BEHAVIOUR ON THE BASIS OF PARAMETERS INTRODUCED BY SUPPLY THROUGH BOTH TERMINAL PAIRS

BY

C. ȘORA, SILVIA DOBRE

1. **Introduction.** It is known that generally, the Hall generator may behave as a nonreciprocal circuit, a gyrator, while in certain circumstances, Hall plates represent reciprocal circuits.

In paper [4], an analysis was made of these cases, based on an investigation of the no-load transfer resistances.

In the present paper, the behaviour of the Hall generator is investigated from the viewpoints mentioned, above by means of the parameters defined by feeding at both terminal pairs [1], [2]. Those parameters are as follows: $(Y_1)_1$, $(Y_2)_1$ — equivalent admittances at the couple of terminal pairs, when feeding is by equal-phase voltages of equal magnitude, and $(Y_1)_{-1}$, $(Y_2)_{-2}$ — equivalent admittances at both terminals with opposite-phase voltages of equal magnitude.

As will be shown later, the above parameters might be of certain advantage for the aims viewed. The experimental determination of the parameters defined by feeding at both terminals is readily made by means of a single measuring scheme.

2. **Experimental determination of the system of parameters.** The condition of reciprocity for a four-pole circuit, expressed in terms of the parametres introduced by feeding at both terminals, is as follows:

$$(Y_1)_1-(Y_1)_{-1}=(Y_2)_1-(Y_2)_{-1} \tag{1}$$

while the antireciprocity condition of a gyrator can be expressed as:

$$(Y_1)_1-(Y_1)_{-1}=(Y_2)_{-1}-(Y_2)_1 \tag{2}$$

Relations (1) and (2) yield a simple and useful criterion for establishing the reciprocity or antireciprocity of a four-pole circuit. [1].

Table 1 ilustrates the parameters investigated for a Hall plate of any shape, made of InSb, with zero voltage, depending on the magnetic induction and the direction of the magnetic induction. With the known relations of the four-pole theory [2], the variation of the quadripole parameters R_{11}, R_{12}, R_{21}, R_{22} in terms of the magnetic induction have been computed as well (Table 2).

It is stated that a perfect agreement has been obtained between the values of the quadripole parameters computed in this way, and the values obtained from no-load operation [4]. It is noted that all of the four parameters are independent parameters, since the Hall plate represente a nonreciprocal circuit.

The variation vs. magnetic induction of the parameters mentioned, for a Hall generator with no zero voltage, is shown in Table 3.

Because of corroboration of the antireciprocity condition (2), only there of the parameters are independent.

From the theoretical and practical viewpoint, the mode of dependence of the parameters investigated on the direction of magnetic induction is of importance. Thus, the following relations emerge from the experimental data, which can be justified theoretically as well (point 3):

$$\begin{aligned} &(Y_1)_1\,(B)=(Y_1)_{-1}\,(-B) \qquad (Y_1)_{-1}\,(B)=(Y_1)_1\,(-B) \\ &(Y_2)_1\,(B)=(Y_2)_{-1}\,(-B) \qquad (Y_2)_{-1}\,(B)=(Y_2)_1\,(-B) \end{aligned} \tag{3}$$

Table 1

B [T]	for $(+B)$				for $(-B)$				for $(+B)$		for $(-B)$	
	$(Y_1)_1$ [S]	$(Y_2)_1$ [S]	$(Y_1)_{-1}$ [S]	$(Y_2)_{-1}$ [S]	$(Y_1)_1$ [S]	$(Y_2)_1$ [S]	$(Y_1)_{-1}$ [S]	$(Y_2)_{-1}$ [S]	$(Y_1)_1 - (Y_1)_{-1}$	$(Y_2)_1 - (Y_2)_{-1}$	$(Y_1)_1 - (Y_1)_{-1}$	$(Y_2)_1 - (Y_2)_{-1}$
0	1,092	1,006	1,179	1,086					−0,087	−0,08		
0,5	0,824	0,932	1,129	0,824	1,029	0,728	0,918	1,03	−0,305	0,108	0,111	−0,302
1	0,604	0,833	1	0,635	0 907	0,54	0,703	0,928	−0,396	0,198	0,204	−0,388
1,5	0,45	0,734	0,87	0,512	0,771	0,38	0,555	0,783	−0,42	0,222	0,216	−0,403
1,7	0,407	0,648	0,814	0,435	0,722	0,339	0,506	0,746	−0,407	0,213	0,216	−0,407

Table 2

B [T]	for $(+B)$				for $(-B)$			
	R_{11} [Ω]	R_{12} [Ω]	R_{21} [Ω]	R_{22} [Ω]	R_{11} [Ω]	R_{12} [Ω]	R_{21} [Ω]	R_{22} [Ω]
0	0,8819	0,0366	0,0337	0,9574				
0,5	1,0143	0,1761	−0,0623	1,1281	1,0173	−0,0642	0,1747	1,1266
1	1,2067	0,3255	−0,1627	1,3185	1,202	−0,167	0,3177	1,3183
1,5	1,4339	0,4833	−0,2554	1,5191	1,4278	−0,2651	0,4947	1,6279
1,7	1,5374	0,582	−0,3023	1,7333	1,5279	−0,3041	0,5731	1,7293

Table 3

B [T]	for $(+B)$				for $(-B)$				for $(+B)$		for $(-B)$	
	$(Y_1)_1$ [S]	$(Y_2)_1$ [S]	$(Y_1)_{-1}$ [S]	$(Y_2)_{-1}$ [S]	$(Y_1)_1$ [S]	$(Y_2)_1$ [S]	$(Y_1)_{-1}$ [S]	$(Y_2)_{-1}$ [S]	$(Y_1)_1 - (Y_1)_{-1}$	$(Y_2)_1 - (Y_2)_{-1}$	$(Y_1)_1 - (Y_1)_{-1}$	$(Y_2)_1 - (Y_2)_{-1}$
0	0,962	1,024	0,962	1,024					0	0	0	0
0,5	0,649	0,975	0,926	0,691	0,925	0,691	0,641	0,975	−0,277	0,284	0,284	−0,284
1	0,419	0,827	0,777	0,469	0,777	0,469	0,419	0,827	−0,358	0,358	0,358	−0 358
1,5	0,288	0,698	0,641	0,338	0,641	0,335	0,283	0,698	−0,353	0,36	0,358	−0,363
1,8	0,246	0,649	0,592	0,303					−0,346	0,346		

Table 4

B [T]	$(Y_1)_1$ [S]	$(Y_2)_1$ [S]	$(Y_1)_{-1}$ [S]	$(Y_2)_{-1}$ [S]	$(Y_1)_{-1} - (Y_1)_1$	$(Y_2)_{-1} - (Y_2)_1$	R_{11} [Ω]	R_{12} [Ω]	R_{21} [Ω]	R_{22} [Ω]
0	1,9506	1,4888	1,9827	1,5259	0,0321	0,0371	0,5085	0,0054	0,0062	0,6634
0,6	1,3703	0,9432	1,4197	0,995	0,0494	0,0518	0,7172	0,0182	0,0191	1,0324
1	1,0123	0,6641	1,0617	0,716	0,0494	0,0519	0,9652	0,0345	0,0362	1,4505
1,4	0,8222	0,5259	0,8641	0,5728	0,0419	0,0469	1,1873	0,0452	0,0506	1,8224
1,7	0,7407	0,4691	0,7901	0,5185	0,0494	0,0494	1,3087	0,0654	0,0654	2,0286

When no magnetic field exists, the couple of Hall plates investigated is reciprocal.

Table 4 shows the variation of the same parameters vs. magnetic induction for a Hall plate comprised as a whole between electrodes.

Relation (1) is proven, and thus in this case reciprocity is corroborated.

3. **Representation of the system of parameters in function of the Y - parameters.** The Y-parameters are determined from the short-circuit regimes as follows: (fig. 1);

$$Y_{11}=\left(\frac{I_1'}{U_1'}\right)_{U_2'=0} ; \quad Y_{21}=\left(\frac{I_2'}{U_1'}\right)_{U_2'=0}$$

$$Y_{12}=\left(\frac{I_1''}{U_2''}\right)_{U_1''=0} ; \quad Y_{22}=\left(\frac{I_2''}{U_2''}\right)_{U_1''=0} . \tag{4}$$

In relations (4), (') denotes the magnitudes in the short-circuit regime, with feeding at one terminal pair, and(") denotes feeding at the second terminal pair.

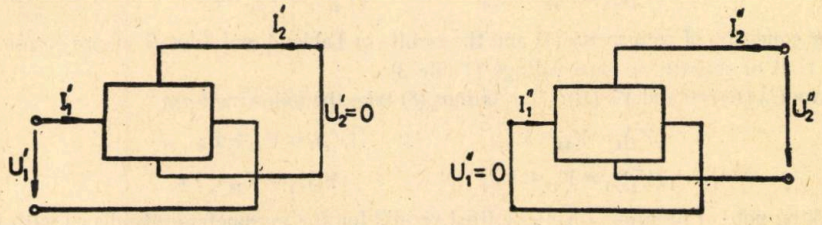


Fig. 1.

According to [3], the following relations apply to both regimes under consideration:

$$U_1'I_1''=(U_a-U_b)(I_1''+I_2'') \quad \text{and} \quad U_2''I_2'=(U_a+U_b)(I_1''+I_2'')$$

When identical feeding voltages are taken, i.e. $U_1'=U_2''=U$, it results:

$$Y_{12}=\frac{I_1''}{U}=(U_a-U_b)\frac{I_1''+I_2''}{U^2}=Y_a-Y_b$$

$$Y_{21}=\frac{I_2''}{U}=(U_a+U_b)\frac{I_1''+I_2''}{U^2} . \tag{5}$$

In relations (5), the following notations have been used:

$$Y_a=U_a\frac{I_1''+I_2''}{U^2} ; \quad Y_b=U_b\frac{I_1''+I_2''}{U^2} . \tag{6}$$

Relations (5) are an expression of the fact that the short-circuit transfer admittances have been decomposed into the sum and/or the difference of the same components, i.e. a component Y_a not changing with the direction of magnetic induction, and a component Y_b, the sign of which changes in function of the direction of magnetic induction. Thus it can be written:

$$Y_a(B)=Y_a(-B)$$

$$Y_b(B)=-Y_b(-B) \tag{7}$$

It results that for the parameters introduced by feeding at both terminals, the following expressions apply:

$$\begin{aligned} (Y_1)_1 &= Y_{11}+(Y_a-Y_b) & (Y_2)_1 &= Y_{22}+(Y_a+Y_b) \\ (Y_1)_{-1} &= Y_{11}-(Y_a-Y_b) & (Y_2)_{-1} &= Y_{22}-(Y_a+Y_b) \end{aligned} \tag{8}$$

Decomposition of the parameters considered on the basis of relations (8) corroborates the results in Tables 1, 3 and 4.

Relations (8) can be particularized for the following cases:

a) Hall plate with no magnetic field

In paper [4] it has been shown that $U_b(0)=0$, and the component U_b for $B=0$ corresponds to zero voltage of the Hall generator.

Relations (6) yield $Y_b=0$, and relations (8) become:

$$(Y_1)_1=Y_{11}+Y_a; \qquad (Y_2)_1=Y_{22}+Y_a$$
$$(Y_1)_{-1}=Y_{11}-Y_a; \qquad (Y_2)_{-1}=Y_{22}-Y_a$$

thus the condition of reciprocity (1) and the results in Tables 1 and 3 for $B=0$ are corroborated.

b) Hall plate with no zero voltage (Table 3).

Since $U_a(B)=0$ and $Y_a(B)=0$, relations (8) take the following form:

$$(Y_1)_1=Y_{11}-Y_b; \qquad (Y_2)_1=Y_{22}+Y_b$$
$$(Y_1)_{-1}=Y_{11}+Y_b \qquad (Y_2)_{-1}=Y_{22}-Y_b$$

Taking note of relations (7), these final results for the parameters introduced with feeding at both terminals corroborate the antireciprocity condition (2), and demonstrate the experimental relations (3).

c) Semiconductor plate comprised as a whole between electrodes.

In [4] it has been shown that with plates like that, $U_b(B)=0$. Since $Y_b=0$, in this case the semiconductor plate is a reciprocal circuit.

4. **Conclusions.** By the use of the experimentally ascertained, or mathematically computed parameters, introduced with feeding at both terminals, it can be established, by means of a rather simple criterion, whether a circuit is nonreciprocal, antireciprocal or reciprocal. Thus, instead of comparing the transfer admittance modules or arguments, the modules of dipole admittances are compared.

The present paper allows for a theoretical justification of a number of experimental results, as well as corroboration of certain conditions the parameters satisfy in function of the direction of magnetic induction.

On the other hand, by the system of parameters investigated, ascertained by means of a single measuring scheme, the quadripole parameters R_{11}, R_{12}, R_{21}, R_{22} describing behaviour of the Hall generator in load running can be computed.

BIBLIOGRAPHY

1. Şora C., *Introducere în studiul generatorului Hall*. Ed. Acad. R.S.R., Bucureşti 1969.
2. Şora C., *Cuadripolul electric*, Bucureşti, Ed. tehnică, 1964.
3. Şora C., Über die Antireziprozitätsbedingung bei Hallplättchen beliebiger Geometrie. Revue Roumaine des sciences techniques, 4, 1971.
4. Şora C., Dobre Ş., On transfer resistances of a Hall plate, Buletinul Inst. Politehnic Timişoara, Seria Electrotehnică, 2, 1974.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timișoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

CU PRIVIRE LA DETERMINAREA RANDAMENTELOR TRANSMISIEI LA CALCULUL ACȚIONĂRILOR ELECTRICE

DE
ST. BARTZER

1. **Prezentarea problemei.** La aplicarea ecuației mișcării :

$$\pm M \mp M_r = M_J = J_e \frac{d\Omega}{dt} + \frac{\Omega}{2} \frac{dJ_e}{dt}, \tag{1}$$

în cadrul unor calcule pretențioase din punctul de vedere al exactității rezultatului trebuie să se țină seamă și de pierderile prin frecare în transmisia dintre mașina electrică de acționare, MA, (v. fig. 1) și mecanismul executor, ME, al mașinii de lucru, ML.

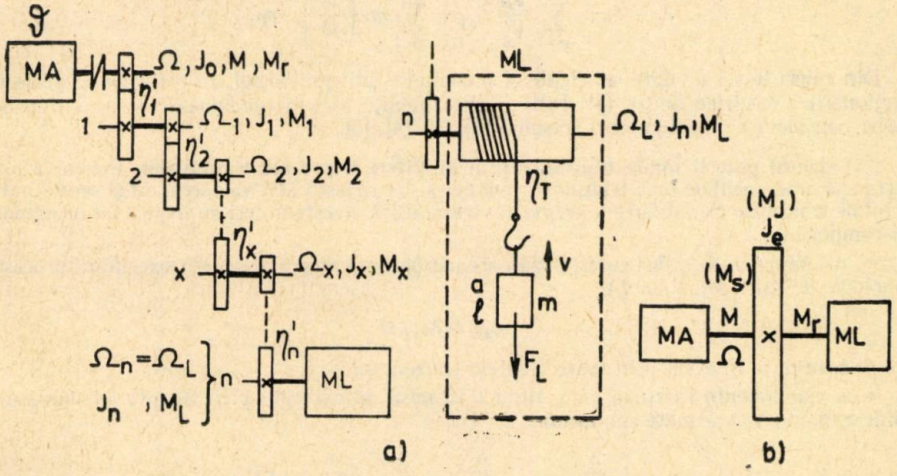


Fig. 1. Explicativă privind calculul mărimilor M_r și J_e : *a* — schema cinematică a instalației reale; *b* — schema cinematică a instalației echivalente.

În ecuația (1) s-au notat prin : M — cuplul dezvoltat la arbore de MA ; M_r — cuplul static de încărcare tehnologică a ME, raportat la arborele MA, denumit în continuare, pe scurt, „cuplul static raportat" ; Ω — viteza unghiulară a arborelui MA ; J_e — momentul de inerție echivalent total, raportat de asemenea la arborele MA.

În mod concret, conform indicațiilor din literatură [1]...[5], de pierderile în transmisie se ține seamă prin randamentele transmisiei care se introduc în formulele de calcul al mărimilor M_r și J_e sub forma generală arătată în continuare.

— În cazul funcționării în regim de motor, cînd sensul de transmitere al puterii este de la MA către ML :

$$M_r = \frac{M_L}{\nu_R \eta_R}, \quad \text{respectiv} \quad M_r = F_L \frac{v}{\Omega} \frac{1}{\eta_T}; \tag{2}$$

$$J_e = J_0 + \sum_{x=1}^{n} \frac{J_x}{\nu_x^2 \eta_x} + \sum_{z=1}^{q} m_z \left(\frac{v_z}{\Omega}\right)^2 \frac{1}{\eta_{Tz}}, \tag{3}$$

unde s-au notat prin : M_L — cuplul static de încărcare tehnologică a ME care acționează la arborele ML ; F_L — forța statică de încărcare tehnologică a ME, care acționează asupra elementului în mișcare de translație cu viteza v ; ν_x, η_x — raportul de transmitere și randamentul transmisiei între arborele MA și arborele intermediar cu numărul de ordine x,

$$\nu_x = \frac{\Omega}{\Omega_x} = \prod_{y=1}^{x} \nu'_y, \tag{4}$$

$$\eta_x = \prod_{y=1}^{x} \eta'_y; \tag{5}$$

ν'_y, η'_y $(y = 1, 2, \ldots, n)$ — rapoartele de transmitere și randamentele treptelor de angrenare ; $\nu_R = \Omega/\Omega_L$, η_R — raportul de transmitere și randamentul reductorului $(x = n)$; η_{Tz} — randamentul transmisiei între arborele MA și elementul cu numărul de ordine z în mișcare de translație ; pentru ex. din figura 1 *a* ; $\eta_T = \eta_n \eta'_T$.

— În cazul funcționării în regim de frînă (ind. *f*), cînd sensul de transmitere al puterii este de la ML către MA :

$$M_r = \frac{M_L}{\nu_R} \eta_{Rf}, \quad \text{respectiv} \quad M_r = F_L \frac{v}{\Omega} \eta_{Tf}; \tag{6}$$

$$J_e = J_0 + \sum_{x=1}^{n} \frac{J_x}{\nu_x^2} \eta_{xf} + \sum_{z=1}^{q} m_z \left(\frac{v_z}{\Omega}\right)^2 \eta_{Tzf}. \tag{7}$$

Din cauza lipsei de date suficiente și a complexității problemei, în practica de proiectare a acționărilor electrice dintre toți factorii cu influență asupra randamentelor unei transmisii se ia în considerare numai puterea trasmisă [1], [3], [4], [5].

2. **Calculul puterii totale transmise prin diferitele trepte ale transmisiei.** Pentru a putea determina randamentele unei transmisii trebuie să se cunoască atît valoarea, cît și sensul puterilor totale transmise prin diferitele trepte ale transmisiei. Aceste puteri au în general următoarele trei componente :

— o componentă statică corespunzătoare lucrului mecanic util necesar executării procesului tehnologic de către ML (ind. *L*),

$$P_{sL} = M_{sL} \Omega, \tag{8}$$

care se transmite integral prin toate treptele transmisiei ;

— o componentă inerțială care, fiind transmisă de exemplu prin treapta cu numărul de ordine x, poate fi exprimată sub forma :

$$P_{Jx} = \sum_{y=x}^{n} P'_{Jy} = \sum_{y=x}^{n} M'_{Jy} \Omega_y = \sum_{y=x}^{n} J_y \frac{d\Omega_y}{dt} \Omega_y \tag{9}$$

și ca urmare diferă ca valoare de la o treaptă la alta ;

— o componentă statică corespunzătoare pierderilor în transmisie, care, referindu-se de asemenea la puterea transmisă prin treapta cu numărul de ordine x, se poate exprima sub forma :

$$\Delta P_{sx} = \sum_{y=x+1}^{n} \Delta P'_{sy} = \sum_{y=x+1}^{n} \Delta M'_{sy} \Omega_y \tag{10}$$

și are de asemenea o valoare diferită de la o treaptă la alta.

Se notează cu prim (') valorile parțiale ale mărimilor, corespunzătoare unei singure trepte a transmisiei.

Semnul cuplurilor și forțelor din instalația de acționare se stabilește în funcție de sensul lor real de acțiune în raport cu sensul mișcării, pe baza următoarei *convenții generale*: cuplurile, respectiv forțele, au același semn cu viteza dacă acționează în sensul mișcării și au semnul invers vitezei dacă acționează în sens contrar mișcării. La început, pentru fiecare caz în parte, se precizează la care sens al mișcării se asociază semnul pozitiv pentru viteză. La stabilirea semnului vitezei se ține seamă și de felul mecanismului acționat. De obicei se adoptă $\Omega\,(v)>0$ pentru sensul de deplasare spre „dreapta" sau „înainte", în cazul mecanismelor de translație și pentru sensul de „ridicare", în cazul mecanismelor de ridicare.

Cuplurile notate cu indicele s se consideră componente statice ale cuplului dezvoltat de MA; ele au totdeauna semnul invers semnului cuplurilor notate cu indicele r, pe care le echilibrează și care sînt dezvoltate de ME sau de elementele transmisiei.

$$M_{sL}=-M_{rL}=-M_L/\nu_R=-F_L v/\Omega \tag{11}$$

Pentru a putea evidenția în calcule sensul de transmitere al diferitelor puteri se mai admite următoarea *convenție generală privind semnul puterilor mecanice ale acționării*: puterile totale și componentele acestora au semnul plus (+) dacă sensul lor este *dinspre* MA și au semnul minus (−) dacă sensul lor este *înspre* MA. Astfel se pot preciza următoarele: $P_{sL}>0$ la sensul MA→ML și $P_{sL}<0$ la sensul ML→MA, $P_{Jx}>0$ la accelerare și $P_{Jx}<0$ la decelerare, iar $\Delta P_{sx}>0$ totdeauna.

Pe baza rezultatelor stabilite în tabelul 1 se pot selecta opt cazuri distincte din punctul de vedere al valorii și semnului componentelor statice P_{sL} și inerțiale $P_J=P_{J(x=0)}$ ale puterii dez-

Tabelul 1.

Analiză privind situațiile de funcționare și de încărcare posibile la o acționare electrică

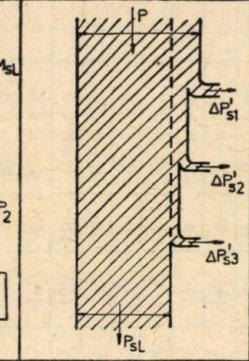
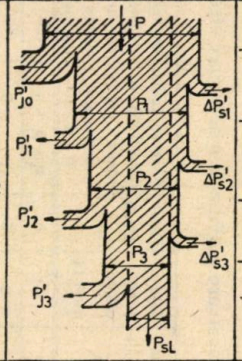
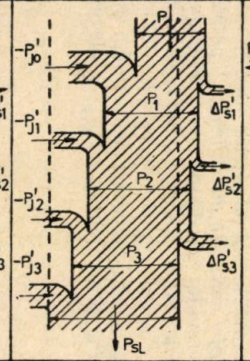
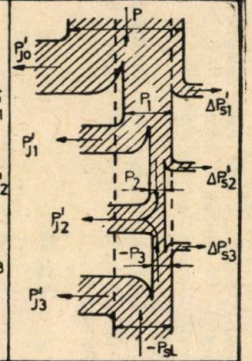
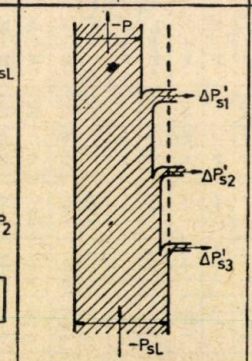
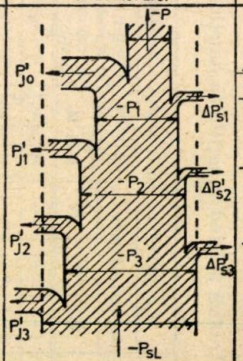
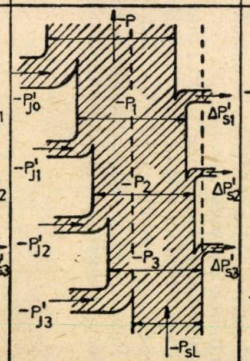
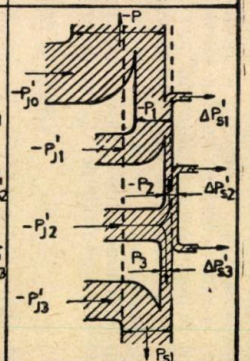
Cazul	Caracterizarea cazului considerat					Semnul mărimii $\frac{d\Omega}{dt}$	Semnul puterii inerțiale $P_J=M_J\Omega$	Felul mișcării	Puterea totală dezvoltată la arborele mașinii de acționare $P=M\Omega$	Regimul de funcționare al mașinii electrice	Observații
	Semnul mărimilor			Valorile cuplurilor M și M_r	Ecuația mișcării și semnul rezultat al cuplului inerțial						
	Ω	M	M_r								
1	(+)	(+)	(−)	$\lvert M\rvert>\lvert M_r\rvert$	$M-M_r=M_J>0$	(+)	(+)	A	$P_s+P_J>0$	m	A = accelerată; S = staționară; D = decelerată; m = motor; f = frînă; $P_s=M_s\Omega=-M_r\Omega$
2	(+)	(+)	(−)	$\lvert M\rvert=\lvert M_r\rvert$	$M-M_r=0$	0	0	S	$P_s>0$	m	
3	(+)	(+)	(−)	$\lvert M\rvert<\lvert M_r\rvert$	$M-M_r=M_J<0$	(−)	(−)	D	$P_s-P_J>0$	m	
4	(+)	(+)	(+)	$\lvert M\rvert\lessgtr\lvert M_r\rvert$	$M+M_r=M_J>0$	(+)	(+)	A	$-P_s+P_J>0$	m	
5	(+)	(−)	(+)	$\lvert M\rvert>\lvert M_r\rvert$	$-M+M_r=M_J<0$	(−)	(−)	D	$-P_s-P_J<0$	f	
6	(+)	(−)	(+)	$\lvert M\rvert=\lvert M_r\rvert$	$-M+M_r=0$	0	0	S	$-P_s<0$	f	
7	(+)	(−)	(+)	$\lvert M\rvert<\lvert M_r\rvert$	$-M+M_r=M_J>0$	(+)	(+)	A	$-P_s+P_J<0$	f	
8	(+)	(−)	(−)	$\lvert M\rvert\lessgtr\lvert M_r\rvert$	$-M-M_r=M_J<0$	(−)	(−)	D	$P_s-P_J<0$	f	
9	(−)	(+)	(−)	$\lvert M\rvert>\lvert M_r\rvert$	$M-M_r=M_J>0$	(+)	(−)	D	$-P_s-P_J<0$	f	
10	(−)	(+)	(−)	$\lvert M\rvert=\lvert M_r\rvert$	$M-M_r=0$	0	0	S	$-P_s<0$	f	
11	(−)	(+)	(−)	$\lvert M\rvert<\lvert M_r\rvert$	$M-M_r=M_J<0$	(−)	(+)	A	$-P_s+P_J<0$	f	
12	(−)	(+)	(+)	$\lvert M\rvert\lessgtr\lvert M_r\rvert$	$M+M_r=M_J>0$	(+)	(−)	D	$P_s-P_J<0$	f	
13	(−)	(−)	(+)	$\lvert M\rvert>\lvert M_r\rvert$	$-M+M_r=M_J<0$	(−)	(+)	A	$P_s+P_J>0$	m	
14	(−)	(−)	(+)	$\lvert M\rvert=\lvert M_r\rvert$	$-M+M_r=0$	0	0	S	$P_s>0$	m	
15	(−)	(−)	(+)	$\lvert M\rvert<\lvert M_r\rvert$	$-M+M_r=M_J>0$	(+)	(−)	D	$P_s-P_J>0$	m	
16	(−)	(−)	(−)	$\lvert M\rvert\lessgtr\lvert M_r\rvert$	$-M-M_r=M_J<0$	(−)	(+)	A	$-P_s+P_J>0$	m	

voltate la arborele MA (v. tabelul 2). Astfel se poate stabili următoarea formulă generală de recurență pentru calculul puterii totale raportate la arborele cu numărul de ordine x:

$$P_x=M_x\Omega_x=\pm P_{sL}+\sum_{y=x+1}^{n}\Delta P'_{sy}\pm\sum_{y=x}^{n}P'_{Jy}, \tag{12}$$

Tabelul 2

Stabilirea formulelor pentru calculul puterii totale transmise prin diferitele elemente ale unei transmisii în funcție de regimul de funcționare și de încărcare al acționării

	Cazul	I) $P = P_{SL} + \Delta P_S > 0$ (Staționar)	II) $P = P_{SL} + \Delta P_S + P_J > 0$ (Accelerare)	III) $P = P_{SL} + \Delta P_S - P_J > 0$ (Decelerare)	IV) $P = -P_{SL} + \Delta P_S + P_J > 0$ (Accelerare)
MOTOR	$P_{SL} = M_{SL}\Omega = -M_L\Omega_L$; MA, 1, 2, 3, ML; $\Delta P_S, P_J$; $P'_{J0}, P, \Omega, M_{SL}$; $\Delta P'_{S1}$; P'_{J1}, P_1; $\Delta P'_{S2}$; P'_{J2}, P_2; $\Delta P'_{S3}$; P'_{J3}, P_3; Ω_L, M_L				
	Formulă de recurență pentru calculul puterii P_x	$P = P_{SL} + \sum_{y=1}^{n} \Delta P'_{Sy} = -\frac{P_{SL}}{\eta_R}$	$P_x = P_{SL} + \sum_{y=x+1}^{n} \Delta P'_{Sy} + \sum_{y=x}^{n} P'_{Jy}$	$P_x = P_{SL} + \sum_{y=x+1}^{n} \Delta P'_{Sy} - \sum_{y=x}^{n} P'_{Jy}$	$P_x = -P_{SL} + \sum_{y=x+1}^{n} \Delta P'_{Sy} + \sum_{y=x}^{n} P'_{Jy}$
FRÎNĂ	Cazul	V) $P = -P_{SL} + \Delta P_S < 0$ (Staționar)	VI) $P = -P_{SL} + \Delta P_S + P_J < 0$ (Accelerare)	VII) $P = -P_{SL} + \Delta P_S - P_J < 0$ (Decelerare)	VIII) $P = P_{SL} + \Delta P_S - P_J < 0$ (Decelerare)
	$P_{SL} = M_{SL}\Omega = -M_L\Omega_L$; MA, 1, 2, 3, ML; $\Delta P_S, P_J$; $P'_{J0}, P, \Omega, M_{SL}$; $\Delta P'_{S1}$; P'_{J1}, P_1; $\Delta P'_{S2}$; P'_{J2}, P_2; $\Delta P'_{S3}$; P'_{J3}, P_3; Ω_L, M_L				
	Formulă de recurență pentru calculul puterii P_x	$P = -P_{SL} + \sum_{y=1}^{n} \Delta P'_{Sy} = -P_{SL}\eta_{(Rf)}$	$P_x = -P_{SL} + \sum_{y=x+1}^{n} \Delta P'_{Sy} + \sum_{y=x}^{n} P'_{Jy}$	$P_x = -P_{SL} + \sum_{y=x+1}^{n} \Delta P'_{Sy} - \sum_{y=x}^{n} P'_{Jy}$	$P_x = P_{SL} + \sum_{y=x+1}^{n} \Delta P'_{Sy} - \sum_{y=x}^{n} P'_{Jy}$

unde: — pierderile într-o treaptă de angrenare:

$$\Delta P'_{sy} = |P_y| \left(\frac{1}{\eta'_y} - 1 \right), \quad \text{dacă} \quad P_y > 0, \tag{13}$$

și

$$\Delta P'_{sy} = |P_y| (1 - \eta'_{yf}), \quad \text{dacă} \quad P_y < 0; \tag{14}$$

— pentru $x=0$ se obține puterea totală la arborele MA:

$$P = \pm P_{sL} + \Delta P_s \pm P_J \tag{15}$$

Scrise pentru cupluri, relațiile (12), ... (15) devin:

$$M_x = \nu_x \left(\pm M_{sL} \pm \sum_{y=x+1}^{n} \frac{\Delta M'_{sy}}{\nu_y} \pm \sum_{y=x}^{n} \frac{M'_{Jy}}{\nu_y} \right); \tag{16}$$

$$|\Delta M'_{sy}| = |M_y| \left(\frac{1}{\eta'_y} - 1 \right), \quad \text{dacă} \quad M_y \Omega_y > 0; \tag{17}$$

$$|\Delta M'_{sy}| = |M_y| (1 - \eta'_{yf}), \quad \text{dacă} \quad M_y \Omega_y < 0; \tag{18}$$

$$M = \pm M_{sL} \pm \Delta M_s \pm M_J. \tag{19}$$

3. **Determinarea randamentelor transmisiei.** Pentru perioadele de funcționare în *regim nestaționar* trebuie să se cunoască randamentele parțiale η'_x și η'_T, respectiv η'_{xf} și η'_{Tf}. La funcționarea cu viteză variabilă, prin intermediul componenței inerțiale P_{Jx}, puterea totală P_x diferă pronunțat de la un element la altul, uneori nu numai ca valoare, ci și ca sens (v. cazurile IV și VIII). De aceea, randamentele η_x, η_R și η_T se pot determina numai prin intermediul randamentelor parțiale η'_x, respectiv η'_T, aplicînd rel. (5).

Pentru determinarea $\eta'_x = f(P_x)$ se pot folosi următoarele formule de calcul [1], [5]:

— cînd puterea se transmite în sensul MA→ML, adică $P_x > 0$;

$$\eta'_x = \frac{1}{\frac{1}{\eta'_{xN}} + k'_x \frac{1-\sigma_x}{\sigma_x}}; \tag{20}$$

— cînd puterea se transmite în sensul ML→MA, adică $P_x < 0$:

$$\eta'_{xf} = 2 - \frac{1}{\eta'_x} = 2 - \frac{1}{\eta'_{xN}} - k'_x \frac{1-\sigma_x}{\sigma_x}, \tag{21}$$

unde η'_{xN} este randamentul nominal al treptei x,

$$\sigma_x = \frac{|P_x|}{P_{RN}} = \frac{|M_x|}{M_{RN} \nu_x}, \tag{22}$$

este încărcarea relativă a treptei x și prin

$$k'_x = \frac{\Delta P'_{skx}}{P_{RN}} = f(\eta'_{xN}) \tag{23}$$

se ține seamă de acea parte a pierderilor din reductor, $\Delta P'_{skx}$, care se consideră constantă, adică independentă de încărcare.

Rel. (20),...(23) sînt scrise în ipoteza $P_{xN} = P_{RN}$, unde $P_{RN} = M_{RN} \Omega_N$ reprezintă puterea nominală a reductorului, cuplul nominal al reductorului M_{RN} fiind considerat la arborele dinspre MA.

Deoarece la determinarea randamentelor η'_x și η'_{xf} pentru treapta x trebuie să se cunoască puterea totală P_x sau cuplul total M_x, în a căror expresii (12), respectiv (16) intră randamentele tuturor treptelor de la $x+1$ pînă la n, rezultă că rel. (12), ... (14) sau (16), ... (18) și apoi (20), ... (23) trebuie aplicate din aproape în aproape, pentru fiecare treaptă, începînd cu $x=n$.

Pentru perioadele de funcționare în *regim staționar* este suficientă cunoașterea randamentului total al transmisiei, deoarece calculele se referă numai la mărimea M_r. Valoarea randamentului din formulele de calcul poate fi determinată global pentru întreaga transmisie în funcție de puterea statică P_{sL}, sau de cuplul static M_L.

4. **Concluzii.** Una din problemele cele mai complexe la aplicarea rel. (2) și (3), respectiv (6) și (7) o constituie stabilirea valorilor randamentelor totale și parțiale ale transmisiei pentru diferitele situații de funcționare și de încărcare ale acționării. De precizia cu care se poate determina valoarea acestor randamente depinde, în cele din urmă, exactitatea diagramelor de funcționare calculate cu ajutorul ecuației mișcării.

Puterile P_x variază în timpul proceselor tranzitorii, în general atît ca valoare, cît și ca sens. Aceasta are ca urmare și o variație corespunzătoare a randamentelor transmisiei în funcție de timp. Pot exista perioade în care puterea totală transmisă diferă de la o treaptă la alta a transmisiei nu numai ca valoare, ci și ca sens. Pentru a putea determina puterile P_x trebuie înainte de toate să se stabilească regimul de funcționare și de încărcare al acționării. Trebuie să se facă distincție între regimurile „motor" și „frînă", respectiv între regimurile „staționar", „tranzitoriu cu accelerare" și „tranzitoriu cu decelerare".

În cazul acționărilor cu variații pronunțate ale puterii dezvoltate de MA se impune determinarea valorii randamentelor transmisiei pentru fiecare situație de funcționare și de încărcare distinctă.

Pentru perioadele de funcționare în regim nestaționar formulele de calcul al randamentelor transmisiei trebuie aplicate din aproape în aproape, pentru fiecare treaptă, începînd cu ultima treaptă din lanțul cinematic. De aceea un calcul pretențios este foarte laborios. Relațiile prezentate în lucrarea de față asigură posibilitatea automatizării calculelor cu ajutorul unor calculatoare electronice.

Relațiile (20 și (21) scrise pentru întreaga transmisie, respectiv curbele $\eta_R = f(\sigma_R)$ date în manualele de specialitate și în cataloage, sînt aplicabile în mod riguros numai pentru perioadele de funcționare staționară, cu excepția cazului cînd transmisia este formată dintr-o singură treaptă, adică nu are arbori intermediari.

BIBLIOGRAFIE

1. Andreev, V. P., Sabinin, Iu. A., *Osnovî elektroprivoda*, Izdanie vtoroe. Moskva, Gosenergoizdat, 1963.
2. Boțan, V. N., *Bazele calculului acționărilor electrice*. București, Editura tehnică, 1970.
3. Brașovan, M., Seracin, E., Bogoevici, N., *Acționări electrice. Probleme și aplicații industriale*. București, Editura tehnică, 1963.
4. Brașovan, M., Seracin E., *Metode noi de proiectare a acționărilor electrice*. București, Editura Academiei R.S.R., 1968.
5. * * * *Manualul inginerului electrician*. Vol. VIII. București, Editura tehnică, 1959.

ÜBER DIE BESTIMMUNG DER GETRIEBEWIRKUNGSGRADE BEI DER BERECHNUNG ELEKTRISCHER ANTRIEBE

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit wird die Art und Weise untersucht in welcher, bei der Berechnung elektrischer Antriebe, die Getriebeverluste in abhängigkeit von dem wert und der Übertragungsrichtung der Gesamten, durch die verschiedenen Getriebestufen, übertragenen Leistung berücksichtigt werden müssen.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timișoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

OPTIMIZAREA INDICATORILOR ENERGETICI AI ACȚIONĂRII ELECTRICE LA PRESELE MECANICE

DE

M. BRAȘOVAN, E. SERACIN, I. ȘORA, M. PRODAN, ST. BARTZER, ST. BĂLTEANU, V. HEȘCA, I. BALACI, D. POPOVICI, P. SCĂREANU, C. SCHUCH

1. În lucrare se prezintă rezultatele unei cercetări științifice bazată pe ample determinări experimentale efectuate asupra preselor mecanice dintr-o întreprindere industrială. Interpretînd rezultatele cercetării printr-o metodică de lucru originală s-au tras concluzii privind exploatarea preselor mecanice și dimensionarea acționărilor lor electrice, astfel ca funcționarea să se realizeze cu indicatori energetici optimi. Concluziile se pot extinde și la alte întreprinderi cu ateliere de prese.

2. Determinările experimentale s-au efectuat în diferite perioade de timp, la diverse produse și în diferite regimuri de funcționare ale preselor asupra mărimilor electrice care definesc alimentarea cu energie a motoarelor electrice de acționare și asupra mărimilor mecanice care definesc procesul tehnologic la unealta de ștanțare. Datele preselor au acoperit un domeniu mare de valori, cuprins între 160 la 4 000 kN pentru forța de ștanțare F_N și 2,7 la 45 kW pentru puterea P_N a motoarelor electrice de acționare. Diagramele de funcționare au fost determinate în timpul procesului de producție cu instrumente înregistratoare de curent și putere și cu un oscilograf mecanic. Corespunzător mărimilor electrice s-au determinat mărimile mecanice necesare elaborării acestui studiu, timpii de încărcare, pauză și durata ciclului. Operațiile executate la prese au fost de ștanțare; rezistența specifică la ștanțare, s-a determinat experimental.

Ciclul de funcționare este reprezentat în figura 1. S-au notat cu: n — numărul de piese ștanțate dintr-o fâșie de tablă, t_{cn} — durata totală a unui ciclu pentru cele n piese ștanțate, t_{c1} — durata ciclului de ștanțare a unei piese, t_{s1} — timpul de mers în sarcină al motorului, t_{p1}, t_{pn} — timpii de pauză între două piese ștanțate, respectiv după ștanțarea a n piese.

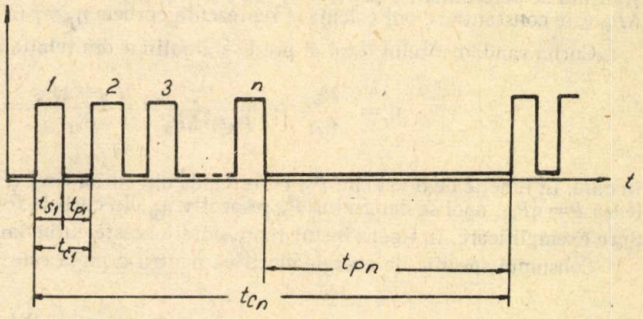


Fig. 1.

Pentru a obține valoarea medie a timpului unui ciclu s-au trasat curbele frecvențelor N_c a duratelor ciclurilor reale, rezultînd curbe $N_c = f_c(t)$ de forma clopotului lui Gauss. În calcule s-a considerat timpul pentru care N_c este maxim.

Spre exemplificare, în figura 2 este arătată diagrama variației curentului I în funcție de timpul t în cazul ștanțării de tole la o presă cu $F_N = 2\,000$ kN și $P_N = 12$ kW.

3. În scopul interpretării rezultatelor experimentale s-au calculat mărimile care arată încărcarea preselor și a motoarelor de acționare din punct de vedere electric și mecanic. Final s-au calculat factorul de putere, randamentele, consumul specific de energie pentru diferitele

produse și indicii de utilizare a puterii instalate, cu scopul de a face comparația cu valorile optime, corespunzătoare în general datelor nominale ale utilajelor. Dificultatea a constat în faptul că determinările experimentale au trebuit adaptate condițiilor în care producția nu putea fi întreruptă pentru efectuarea măsurătorilor.

Pornind de la rezistența specifică la ștanțare s-a calculat forța F de ștanțare, lucrul mecanic util pentru ștanțarea unei piese și puterea utilă medie P_u.

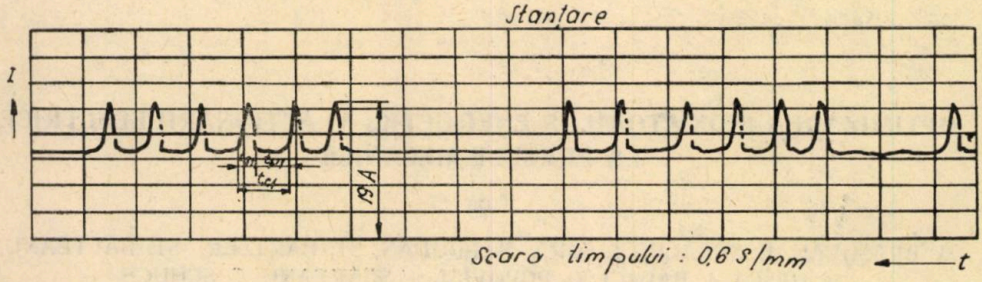


Fig. 2.

Valorile medii și efective ale curentului I și puterii electrice active P_{el} s-au calculat cu expresiile:

$$Y_{mx}=\frac{1}{t_{cx}}\int_0^{t_{cx}} Y\,dt, \qquad (1) \qquad Y_{ex}=\sqrt{\frac{1}{t_{cx}}\int_0^{t_{cx}} Y^2\,dt} \qquad (2)$$

în care Y se înlocuiește cu I sau P_{el}.

Pentru trasarea curbei de randament a mașinii electrice $\eta=f(P_{el})$, s-a utilizat metoda prezentată în [1].

Pentru determinarea randamentului total η_t al ansamblului motor-presă, s-a calculat și curba randamentului presei

$$\eta_p=\frac{P_u}{P_u+\Delta P_p} \qquad (3)$$

unde ΔP_p reprezintă puterea pierdută în presă iar P_u puterea utilă. Pentru o anumită piesă ștanțată se determină P_u și P_{el}, respectiv $P=\eta P_{el}$ și final $\Delta P_p=P-P_u$. În ipoteza că pierderea ΔP_p este constantă se pot calcula și reprezenta curbele $\eta_p=f(P_u)$ și $P=f_p(P_u)$.

Curba randamentului total al presei s-a obținut din relația:

$$\eta_t=\frac{P_u}{P_{el}}=\frac{P_u}{P_u+\Delta P_p}\cdot\frac{P_u+\Delta P_p}{P_{el}}=\eta_p\eta \qquad (4)$$

în care, în funcție de o valoare P_{el} corespunde din curba $\eta=f(P_{el})$ o valoare η, cu care se calculează $P=\eta P_{el}$, apoi se determină P_u respectiv η_p din curbele $P=f_p(P_u)$ și $\eta_p=f(P_u)$ și final η_t. Spre exemplificare, în figura 3 sînt reprezentate aceste curbe la presa cu $F_N=2\,000$ kN.

Consumul specific de energie electrică pentru o piesă este:

$$w_n=\frac{P_{el}(t_{c1}-t_{p1})\,n+P_{el0}[t_{p1}(n-1)+t_{pn}]}{n} \qquad (5)$$

în care P_{el} și P_{el0} corespund funcționării în sarcină, respectiv în gol. Indicele de utilizare u_{pu} a puterii utile totale P_{ut} s-a definit:

$$u_{pu}=\frac{P_{ut}}{P_{Nt}}. \qquad (6)$$

4. Rezultă următoarele concluzii şi recomandări pentru secţiile de prese studiate.

a) Puterile utile sînt foarte mici : $u_{pu}<$ $<0{,}0112$.

b) Valorile mici ale rapoartelor $F/F_N=$ $=0{,}029 \sim 0{,}585$ şi $P_{elen}/P_{elN}=0{,}132 \sim 0{,}413$ arată şi ele încărcarea slabă a preselor.

c) Factorul de putere mediu este mic : $\cos \varphi_n=0{,}20 \sim 0{,}55$.

d) Valorile randamentelor sînt foarte mici : $\eta_t = 0{,}0041 \sim 0{,}0358$ la presele neautomate şi $\eta_t = 0{,}0515 \sim 0{,}1000$ la presele automate mari. Influenţa cea mai mare asupra lui η_t o are randamentul presei $\eta_p =$ $=0{,}0078 \sim 0{,}0472$ la presele neautomate şi $\eta_p=0{,}063 \sim 0{,}140$ la presele automate mari ; randamentele motoarelor au fost $0{,}31 \sim 0{,}82$.

e) Valorile consumului specific de energie electrică real w_n sînt mult mai mari decît valorile consumului specific nominal, rapoartele acestora fiind cuprinse între 35 şi 136 la presele neautomate şi între 8 şi 13 la presele automate.

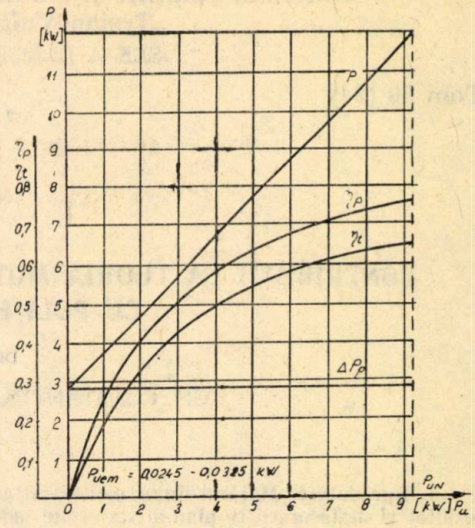


Fig. 3.

Spre orientare se dau unele valori măsurate şi calculate la o presă cu forţa $F_N=2000$ kN şi puterea motorului electric $P_N=12$ kW, în cazul ştanţării de tablă silicioasă de grosime 0,5mm : $F/F_N=0{,}335$, $A_u=201$ Nm, $n=6$, $t_{c1}=5{,}5$ s $t_{s1}=1{,}7$ s, $t_{cn}=49$ s, $P_{u1}=36{,}6$ W, $P_{un}=24{,}5$ W, $P_{elen}=3790$ W, $P_{elen}/P_{elN}=0{,}27$, $\cos \varphi_n=0{,}423$, $P=2857$ W, $\Delta P_p=2820$ W, $\eta=0{,}768$, $\eta_p=$ $=0{,}0128$, $\eta_t=0{,}00984$, $w_n/w_N=89$, $u_{pu}=0{,}002$. Aceste cifre arată utilizarea necorespunzătoare a presei din punct de vedere energetic.

Pe baza concluziilor s-au făcut recomandări privind repartizarea mai judicioasă a produselor pe prese, scurtarea duratei ciclului de ştanţare, achiziţionarea unor prese cu date nominale adaptate mai bine producţiei ce se realizează şi reducerea puterii nominale a motoarelor de acţionare.

BIBLIOGRAFIE

1. E. Seracin, St. Bartzer, Cu privire la determinarea randamentului acţionărilor electrice, Bul. ştiinţific şi tehnic al I.P. Timişoara, Fascicola 2, 1974.

OPTIMISIERUNG ELEKTRISCHER FAKTOREN BEI DEN ELEKTRISCHEN ANTRIEBEN MECHANISCHER PRESSEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit beruht auf den erzielten Ergebnissen im Rahmen eines wissenschaftlichen Forschungvertrages bezüglich Optimisierung der energetischen Faktoren der Verbraucher von elektrischer Energie eines Werkes in welchem die mechanischen Pressen eine grosse Wichtigkeit haben. Nach durchstudieren der zahlreichen Messungen in verschiedenen Arbeitsmöglichkeiten der elektrischen Antriebe der Pressen, in den eine originelle Arbeitsmethode angewendet wurde, sind wichtige Schlussfolgerungen erzielt worden bezüglich Verbesserung der Ausnützung von Pressen und Optimisierung ihrer energetischen Faktoren.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ

Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

CONTRIBUŢII LA TEORIA MOTORULUI LINIAR MONOFAZAT CU POLI ECRANAŢI

DE

GH. CONSTANTIN, E. CONSTANTIN

1. **Introducere.** Motorul liniar monofazat cu poli ecranaţi poate fi principial imaginat ca rezultat al desfăşurării în plan al statorului motorului cu poli ecranaţi rotativ, după ce acesta a fost secţionat cu un plan radial, avînd un indus de formă adecvată, în general sub forma unei benzi conductoare. Unele probleme privind construcţia şi funcţionarea motorului liniar cu poli ecranaţi au fost prezentate într-un articol anterior [1]. În lucrarea de faţă se prezintă teoria motorului liniar monofazat, ţinîndu-se seama de particularităţile construcţiei liniare, adică se scriu ecuaţiile, se prezintă diagrama la funcţionarea în gol, se determină curenţii şi caracteristica mecanică.

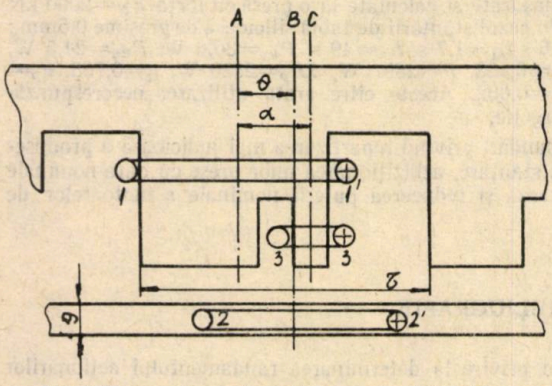


Fig. 1. Reprezentarea schematică a unui pol din stator.

2. **Ecuaţiile motorului liniar monofazat cu poli ecranaţi.** În fig. 1 este reprezentat schematic un pol al motorului liniar. Fluxurile produse de curenţii din înfăşurările statorului au expresiile :

$$\Phi_1 = N_1 \xi_1 \Lambda I_1 \,;\; \Phi_3 = N_3 \xi_3 \Lambda I_3 \qquad (1)$$

în care s-a notat cu Λ permeanţa întrefierului $\Lambda = \frac{8}{\pi^2} \mu_0 \frac{l\tau}{\delta}$, iar cu ξ_1 (ξ_3) factorul de înfăşurare al bobinei principale (în scurt-circuit).

În continuare se descompun fluxurile în componente simetrice şi se obţine în complex, fluxul total după axa A (C) în urma însumării, ţinînd seama de defazajul între axe, în forma :

$$\underline{\Phi}_{Ad} = \underline{\Phi}_{1Ad} + \underline{\Phi}_{3Cd}\, e^{j\alpha} \,;\quad \underline{\Phi}_{Cd} = \underline{\Phi}_{1Ad}\, e^{-j\alpha} + \underline{\Phi}_{3Cd}$$
$$\underline{\Phi}_{Ai} = \underline{\Phi}_{1Ai} + \underline{\Phi}_{3Ci}\, e^{-j\alpha} \,;\quad \underline{\Phi}_{Ci} = \underline{\Phi}_{1Ai}\, e^{j\alpha} + \underline{\Phi}_{3Ci} \qquad (2)$$

Fluxurile fiind variabile sinusoidal în timp în bobinele statorului se vor induce t.e.m.

$$\underline{U}_{e1d} = -j\omega 2p\, N_1 \xi_1 \underline{\Phi}_{Ad} \,;\quad \underline{U}_{e3d} = -j\omega 2p\, N_3 \xi_3 \underline{\Phi}_{Cd}$$
$$\underline{U}_{e1i} = -j\omega 2p\, N_1 \xi_1 \underline{\Phi}_{Ai} \,;\quad \underline{U}_{e3i} = -j\omega 2p\, N_3 \xi_3 \underline{\Phi}_{Ci} \qquad (3)$$

În urma înlocuirii fluxurilor cu expresiile (2) respectiv (1), a reducerii mărimilor din înfășurarea în scurt circuit la cea principală și folosind expresia impedanței de magnetizare $\underline{Z}_m = jX_m = j\omega 2p\,(N_1\xi_1)^2\Lambda$, se obține:

$$\underline{U}_{e1d} = -\frac{1}{2}\underline{Z}_m\,(\underline{I}_1 + \underline{I}'_3\,e^{j\alpha})\,;\quad \underline{U}_{e3d} = \underline{U}_{e1d}\,e^{-j\alpha}$$

$$\underline{U}_{e1i} = -\frac{1}{2}\underline{Z}_m\,(\underline{I}_1 + \underline{I}'_3\,e^{-j\alpha})\,;\quad \underline{U}_{e3i} = \underline{U}_{e1i}\,e^{j\alpha} \tag{4}$$

În expresiile (4) se pot folosi notațiile prescurtate:

$$\underline{I}_{1d} = \frac{1}{2}(\underline{I}_1 + \underline{I}'_3\,e^{j\alpha})\,;\quad \underline{I}_{1i} = \frac{1}{2}(\underline{I}_1 + \underline{I}'_3\,e^{-j\alpha}) \tag{5}$$

care reprezintă componenta directă (inversă) a unui curent care parcurgînd o înfășurare inductoare ar produce aceleași cîmpuri magnetice mobile ca și curenții $\underline{I}_1$ și $\underline{I}_3$ din cele două înfășurări. Înseamnă că se poate scrie

$$\underline{U}_{e1d} = -\underline{Z}_m\underline{I}_{1d}\,;\quad \underline{U}_{e1i} = -\underline{Z}_m\underline{I}_{1i} \tag{6}$$

Pentru a reprezenta diagrama tensiunilor și curenților la funcționarea în gol se mai scrie pentru înfășurarea principală ecuația $\underline{U}_1 + \underline{U}_{e1} = \underline{Z}_1\underline{I}_1$, respectiv pentru cea în scurt circuit $\underline{U}'_{e3} = \underline{Z}'_3\underline{I}'_3$. Înlocuind în aceasta din urmă t.e.m. din (4) se obține în final raportul

$$\frac{\underline{I}_1}{\underline{I}'_3} = \frac{\underline{Z}'_3 + \underline{Z}_m}{\underline{Z}_m\cos\alpha}$$

Pe baza relațiilor obținute se poate construi diagrama mașinii, reprezentată în fig. 2.

La funcționarea în sarcină a motorului, în indus se stabilesc curenții $\underline{I}_{2d}$, $\underline{I}_{2i}$ și corespunzător vor apare fluxurile $\underline{\Phi}_{2d}$, $\underline{\Phi}_{2i}$. Pentru a obține fluxurile după cele trei axe ale mașinii se însumează componentele, asemănător ca la funcționarea în gol și se determină tensiunile induse. Se obține:

$$\underline{U}_{e1d} = -\underline{Z}_m\left(\underline{I}_{1d} + \frac{1}{2}\underline{I}'_{2d}\right)\,;\quad \underline{U}_{e2d} = s\,\underline{U}_{e1d}\,;\quad \underline{U}_{e3d} = \underline{U}_{e1d}\,e^{-j\alpha}$$

$$\underline{U}_{e1i} = -\underline{Z}_m\left(\underline{I}_{1i} + \frac{1}{2}\underline{I}'_{2i}\right)\,;\quad \underline{U}_{e2i} = (2-s)\,\underline{U}_{e1i}\,;\quad \underline{U}_{e3i} = \underline{U}_{e1i}\,e^{j\alpha} \tag{7}$$

Pentru cele patru circuite ale motorului, înfășurarea principală, cea în scurt circuit și indusul pentru cele două componente, se scriu ecuațiile în forma:

$$\underline{U}_1 + \underline{U}_{e1} = \underline{Z}_1\underline{I}_1\,;\quad \underline{U}_{e2d} = (R_2 + jsX_2)\,\underline{I}_{2d}$$

$$\underline{U}_{e3} = \underline{Z}_3\underline{I}_3\,;\quad \underline{U}_{e2i} = [R_2 + j\,(2-s)\,X_2]\,\underline{I}_{2i} \tag{8}$$

La motoarele liniare cu indusul sub forma unei benzi, reactanța de dispersie a indusului X_2 este neglijabilă și sistemul de ecuații (8) se simplifică. Folosind expresia t.e.m. $\underline{U}_{e2d}$ ($\underline{U}_{e2i}$) din (7) se calculează $\underline{I}_{2d}$ ($\underline{I}_{2i}$) și înlocuind în $\underline{U}_{e1d}$ ($\underline{U}_{e1i}$) se obține:

$$\underline{U}_{e1d} = -\frac{2\,\frac{R'_2}{s}\,\underline{Z}_m}{\underline{Z}_m + \frac{2R'_2}{s}}\,\underline{I}_{1d}\,;\quad \underline{U}_{e1i} = -\frac{2\,\frac{R'_2}{2-s}}{\underline{Z}_m + \frac{2R'_2}{2-s}}\,\underline{I}_{1i} \tag{9}$$

în care coeficientul lui $\underline{I}_{1d}$ ($\underline{I}_{1i}$) reprezintă impedanța de secvență directă $2\underline{Z}_{ed}$ (inversă $2\,\underline{Z}_{ei}$).

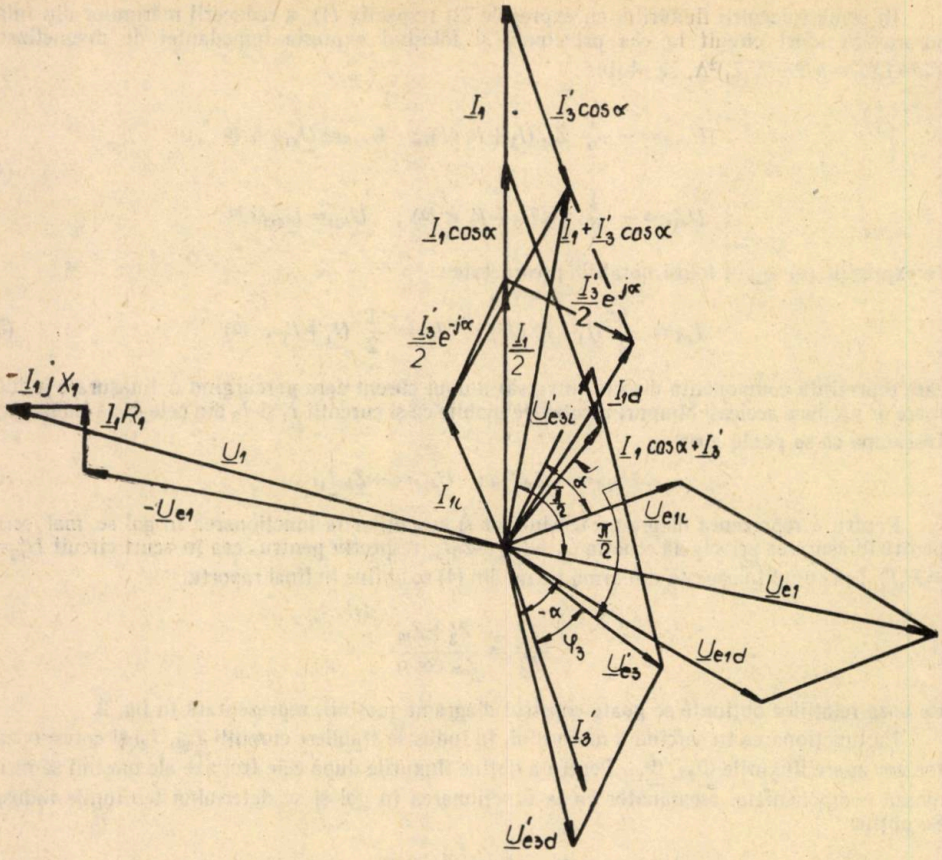


Fig. 2. Diagrama maşinii la funcţionarea în gol.

Pentru a simplifica expresia impedanţelor de secvenţă se foloseşte factorul de calitate G, specific motorului liniar, egal cu raportul dintre impedanţa de magnetizare a cîmpului mobil monofazat şi rezistenţa indusului $G=\frac{\frac{1}{2}X_m}{R'_2}$. În cazul în care nu se va lua în considerare efectul transversal $G_0=\frac{2\tau^2 f\mu_0 g}{\pi\delta\rho}$ respectiv dacă se ţine seama de acesta $G=G_0\cdot(k_1/k_2)$ în care k_1 (k_2) este factorul de corecţie al reactanţei de magnetizare (al rezistenţei). Cu acestea se obţine :

$$2\underline{Z}_{ed}=\frac{X_m(Gs+j)}{1+G^2s^2};\quad 2Z_{ei}=\frac{X_m[G(2-s)+j]}{1+G^2(2-s)^2} \tag{10}$$

Sistemul de ecuaţii (8) devine, în urma eliminării curenţilor $\underline{I}_{2d}$, $\underline{I}_{2i}$:

$$\begin{aligned}\underline{U}_1&=(\underline{Z}_1+\underline{Z}_{ed}+\underline{Z}_{ei})\underline{I}_1+(\underline{Z}_{ed}e^{j\alpha}+\underline{Z}_{ei}e^{-j\alpha})\underline{I}'_3=\underline{a}\underline{I}_1+\underline{b}\underline{I}'_3\\ 0&=(\underline{Z}_{ed}e^{-j\alpha}+\underline{Z}_{ei}e^{j\alpha})\underline{I}_1+(\underline{Z}'_3+\underline{Z}_{ed}+\underline{Z}_{ei})\underline{I}'_3=\underline{c}\underline{I}_1+\underline{d}\underline{I}'_3\end{aligned} \tag{11}$$

din care rezultă :

$$I_1=\frac{\underline{d}}{\underline{a}\underline{d}-\underline{b}\underline{c}}\underline{U}_1;\quad \underline{I}'_3=-\frac{\underline{c}}{\underline{a}\underline{d}-\underline{b}\underline{c}}\underline{U}_1 \tag{12}$$

respectiv componentele curentului echivalent din stator cu relaţiile (5) iar ale curentului din indus din (8) în forma:

$$\underline{I}'_{2d}=-\frac{2\underline{Z}_{ed}}{\frac{R'_2}{s}}\underline{I}_{1d};\quad \underline{I}'_{2i}=-\frac{2\underline{Z}_{ei}}{\frac{R'_2}{2-s}}\underline{I}_{1i} \tag{13}$$

Expresiile deduse pentru impedanţele de secvenţă ale maşinii şi curenţii din înfăşurări au o formă relativ mai simplă decît la motorul rotativ şi reflectă particularităţile motorului liniar.

3. **Caracteristica mecanică a maşinii.** Puterea transmisă îndusului prin intermediul cîmpurilor magnetice mobile se determină prin diferenţa dintre puterea dezvoltată de cîmpul mobil direct şi cel invers:

$$P_2=\frac{R'_2}{s}I'^2_{2d}-\frac{R'_2}{2-s}I'^2_{2i}$$

iar forţa rezultată prin:

$$F=\frac{P_2}{V_0}=\frac{U_1^2}{2\tau f R'_2}\;\frac{sZ^2_{ed}\left|\underline{d}-\underline{c}\,e^{j\alpha}\right|^2-(2-s)\,\underline{Z}^2_{ei}\left|\underline{d}-\underline{c}\,e^{-j\alpha}\right|^2}{\left|\underline{a}\,\underline{d}-\underline{b}\,\underline{c}\right|^2} \tag{14}$$

Calculînd caracteristica mecanică pentru cîteva prototipuri de motoare a rezultat că în domeniul de funcţionare ca motor aceasta este practic liniară, forţa dezvoltată fiind maximă la pornire. În urma efectuării unor calcule intermediare se obţine:

$$F_p=\frac{U_1^2\sin 2\alpha}{4\tau f R'_2}\;\frac{R'_3-GX'_3}{X_m\left|\sin^2\alpha+\frac{\underline{Z}_1+\underline{Z}'_3}{2\underline{Z}_{ed}}+\frac{\underline{Z}_1\underline{Z}'_3}{4\underline{Z}^2_{ed}}\right|^2} \tag{15}$$

Neglijînd în primă aproximaţie impedanţa înfăşurării principale $\underline{Z}_1$ rezultă:

$$F_p=\frac{U_1^2\sin 2\alpha}{4\tau f R'_2}\;\frac{X_m(R'_3-GX'_3)}{(X'_3+GR'_3+X_m\sin^2\alpha)^2+(R'_3-GX'_3)^2}$$

Se observă că forţa la pornire este influenţată în mare măsură de parametrii înfăşurării în scurt circuit, putînd deveni egală cu zero pentru $R'_3=GX'_3$.

Alura caracteristicii mecanice a maşinii este reprezentată în fig. 4. Regimul de funcţionare ca motor este cuprins în domeniul $s_0<s<1$ în care prins s_0 s-a notat alunecarea la care forţa devine egală cu zero. Alunecarea critică a maşinii este mult mai mare decît 1, astfel că la construcţia liniară forţa maximă nu poate fi realizată în regim de motor, aceasta în special datorită faptului că factorul de calitate G este relativ mic.

4. **Verificări experimentale.** Consideraţiile teoretice referitoare la expresiile curenţilor din înfăşurările maşinii şi caracteristica mecanică au fost verificate pe două prototipuri de motoare liniare construite la Întreprinderea Electromotor Timişoara. Ambele motoare sînt de tip bilateral cu următoarele caracteristici: $p=3$; $\tau=30$ mm; lăţimea statorului $l=50$ mm. Unul din motoare (A) are ancoşe semiînchise şi două înfăşurări în scurt circuit aşezate simetric pe polul principal, pentru a putea schimba sensul de deplasare al indusului iar al doilea motor (B) este cu ancoşe deschise peste care s-au plasat punţi magnetice, iar pe polul ecranat este o singură spiră în scurtcircuit.

Pentru determinarea experimentală a caracteristicilor mecanice s-a folosit instalaţia expeimentală descrisă în [1]. În fig. 3 sînt reprezentate curbele obţinute pe cale analitică folosind xpresia (14) a forţei pentru un întrefier $\delta=4$ mm şi indusul de grosime $g=2$ mm. Rezultatele

experimentale sînt notate distinct prin puncte pe curbe. Se constată o corespondenţă foarte bună între rezultatele calculelor şi cele experimentale. De asemenea s-au obţinut concordanţe bune la valorile curenţilor, calculate respectiv măsurate şi cele ale puterii consumate. Pentru

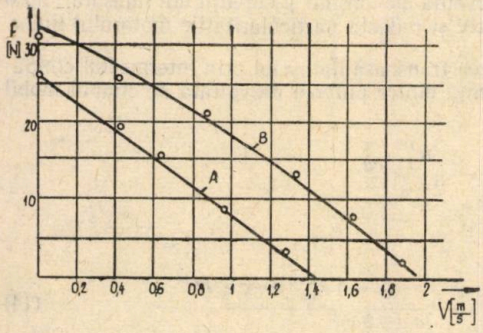


Fig. 3. Caracteristicile mecanice determinate analitic şi experimental.

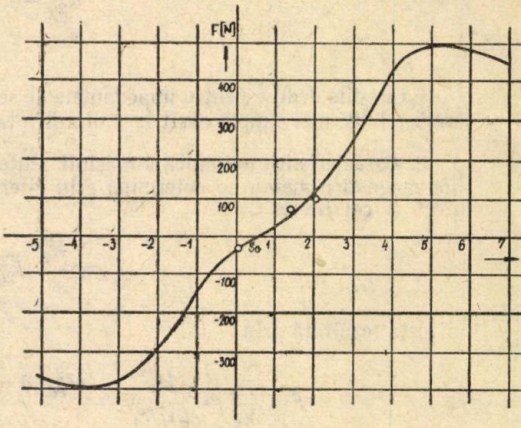


Fig. 4. Caracteristica mecanică completă a maşinii *A*

a verifica caracteristica şi în afara regimului de motor s-a folosit aceeaşi instalaţie, utilizînd însă şi un al doilea motor liniar, trifazat, montat diametral opus. Curba şi punctele măsurate sînt redate în figura 4.

5. **Concluzii.** În prezentarea ecuaţiilor de funcţionare şi a forţei dezvoltate trebuie să se ţină seama de particularităţile care intervin la construcţia liniară. Datorită indusului sub forma unei benzi conductoare se poate neglija reactanţa de dispersie a acestuia, iar pentru simplificarea relaţiilor este utilă folosirea factorului de calitate, ţinîndu-se seama în expresia lui şi de coeficienţii de corecţie datorită efectului transversal.

Din expresia obţinută pentru forţa dezvoltată de motor rezultă că în regim de motor caracteristica mecanică este practic o dreaptă, astfel că forţa dezvoltată este maximă la pornire, motorul fiind deci adecvat în acţionări intermitente, asigurînd un demaraj bun.

BIBLIOGRAFIE

1. Gh. Constantin, E. Constantin., Consideraţii asupra unui nou tip de motor liniar monofazat. Electrotehnica vol. 22 (1974) nr. 1, p. 8–14.
2. I. Şora., Contribuţii la studiul micromotoarelor cu poli ecranaţi. Buletinul ştiinţific şi tehnic al I.P.T. vol. 9 (1964) p. 245–250.

BEITRAG ZUR THEORIE DES LINIARSPALTPOLMOTORS

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit wird ein Liniarspaltpolmotor untersucht und dessen Theorie, ausgehend von den Eigenheiten der linearen Bauart, dargestellt. Die Ströme werden aus den Spannungsgleichungen berechnet und um die Form des Ankers in Betracht zu nehmen wird der Qualitätsfaktor und die Quereffektkoeffizienten benützt. Ausgehend von den erhaltenen Ergebnissen wird die auf den Anker ausgeübte Kraft berechnet. Es wird gezeigt dass die Kraft — Geschwindigkeit Kennlinie praktisch liniar ist, so dass die Kraft beim Anlauf des Motors maximal ist. Die erhaltenen theoretischen Ergebnisse wurden an zwei Liniarmotoren, mit gutem Übereinstimmen, auch experimentell verifiziert.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

DRUMURI PRINCIPALE ÎN GRAFURILE REŢELELOR INELARE DE ALIMENTARE CU APĂ

DE

N. BOJA şi EUGENIA FILIMON

În general pentru calculul şi dimensionarea conductelor unei reţele se iau în consideraţie parametrii : debitul de tranzit Q_t, debitul de consum Q_c — debite calculate în nodul din amonte (Q_t+Q_c) şi-n cel din aval (Q_t), precum şi numărul l — lungimea conductei (sau tronsonului) şi o constantă K — modulul de debit al conductei. Aceasta se face de obicei pentru fiecare conductă (sau tronson) extrasă separat din reţea.

În cadrul acestei note ne propunem să studiem influenţa pe care o au asupra debitelor dintr-un anumit tronson aparţinînd unei reţele inelare de alimentare cu apă, celelalte tronsoane ale unui traseu al reţelei, constituit dintr-un şir finit de tronsoane, cît şi influenţa altor asemenea trasee asupra traseului ales.

Astfel, vom pune în evidenţă, pentru reţelele inelare, cîteva formule de recurenţă ce stabilesc relaţii între debitele menţionate, care să permită trecerea de la un tronson al reţelei la altul adiacent şi, de aici, determinarea debitului Q_x într-un punct arbitrar situat la distanţa x de nodul din amonte al tronsonului căruia îi aparţine, în funcţie de debitul iniţial $(Q_t)_0 \overset{not}{=} Q_0$ ce intră în reţea.

Să considerăm deci o reţea de alimentare cu apă prevăzută cu un rezervor de trecere R şi un contrarezervor CR într-un moment T al zilei intermediar orei de maxim consum şi celei de minim consum. Fie G' graful asociat acestei reţele.

Presupunem că la momentul T ales, acea parte a reţelei, care este alimentată numai de rezervorul R, este inelară şi are v noduri. Notăm prin G subgraful lui G' asociat acesteia. (În figura 1, prezentată aici ca o exemplificare, arcele lui G sînt marcate prin linii continue).

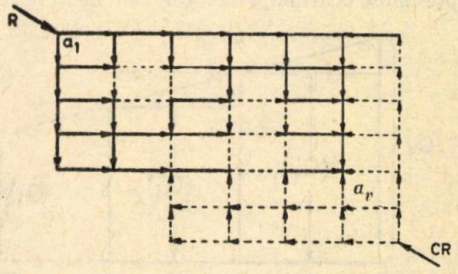


Fig. 1.

Fie U mulţimea arcelor şi $S=\{a_1, a_2, \ldots, a_r\}$ mulţimea vîrfurilor subgrafului respectiv ; vîrfurile a_α $(\alpha=1, 2, \ldots, v)$ reprezintă în G nodurile reţelei (numerotate în cele ce urmează prin cifre încercuite).

Presupunem, de asemenea, că debitul iniţial Q_0, care intră în reţea prin vîrful a_1, este maxim şi că debitul final $(Q_t)_v \overset{not}{=} Q_v$ în vîrful a_v e minim — ambele extreme fiind relative la debitele reţelei, vom alege în G drumuri (deoarece G este un graf orientat) de forma :

$$\mu = (a_1, \ldots, a_v).$$

Cum reţeaua al cărei model matematic este graful G, este o reţea inelară, vor exista mai multe posibilităţi de alegere a drumurilor de tipul considerat (a se vedea fig. 1). Ne vom fixa atenţia asupra unuia din ele, μ, pe care-l vom numi *drum principal*, în raport cu celelalte drumuri μ_α ale lui G, considerate (pentru moment) ca drumuri secundare.

De aici apare necesitatea analizării a două cazuri :

A. cînd toate drumurile secundare ale rețelei sînt închise, și

B. cînd drumurile respective (nu neapărat toate) sînt deschise.

În cele de mai sus prin noțiunea de *drum închis* înțelegem un drum secundar μ_α care, sau :

a) nu are arce comune cu μ și fiecare arc al său incident spre exterior cu un vîrf $a_K \in \mu$ reprezintă un tronson închis cu robinet în nodul a_K al rețelei, sau

b) are arce comune cu μ și fiecare arc al său u_{b+1} care nu aparține lui μ, adiacent cu arcul $u_l \in \mu$, reprezintă un tronson închis cu robinet în nodul din amonte.

Cazul A. Presupunem că drumul μ constituie un subgraf parțial orientat $\hat{G}=(\hat{S}, \hat{U})$ al lui G cu $(n+1)<v$ vîrfuri și n — arce, așa ca primul său vîrf a_1 să reprezinte nodul ⓪ , iar vîrful a_v — nodul ⓝ al unei subrețele constituită dintr-un șir finit de n tronsoane cu lungimile l_i $(i = 1, 2, \ldots, n)$.

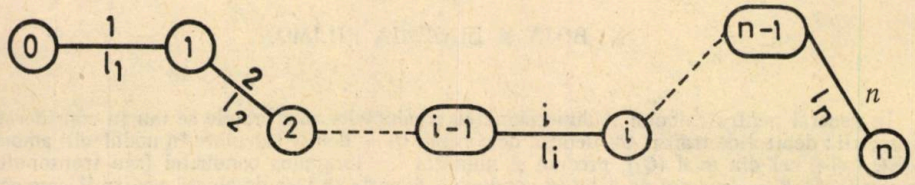


Fig. 2.

Notînd prin $(Q_c)_i$ debitul prevăzut (disponibil) pentru consum pe tronsonul i, prin $(Q_{cx})_i$ debitul consumat pe tronsonul i între nodul $\overline{(i-1)}$ și un punct arbitrar al tronsonului situat la distanța x de nodul din amonte al acestuia, calculat după cum se știe [1] cu formula :

$$Q_{cx}=q_{sp}\cdot x,$$

avem, ținînd seama de faptul că $0 \leqslant x \leqslant l_i$, relația

$$Q_{cli}=(Q_c)_i. \tag{1}$$

În fine, dacă $(Q_t)_i$ este debitul de tranzit pe tronsonul i, iar $(Q_x)_i$ — debitul în punctul arbitrar considerat pe tronsonul respectiv, diagrama care ilustrează dependențele acestor debite, presupuse distribuite uniform, va fi ca în fig. 3.

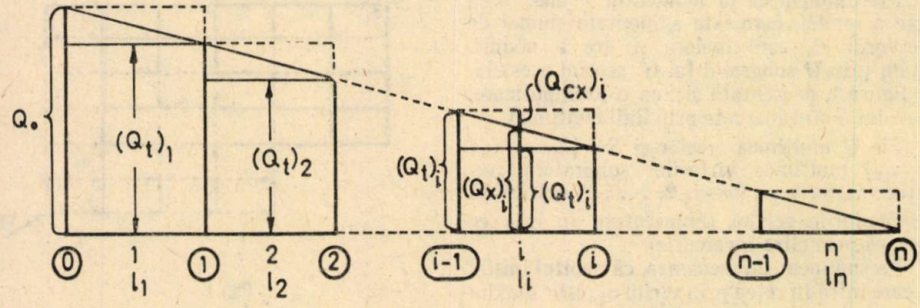


Fig. 3.

Scriindu-l pe $(Q_x)_i$ în două noduri din diagrama de mai sus,

$$(Q_x)_i=(Q_t)_{i-1}-(Q_{cx})_i \tag{2}$$

sau

$$(Q_x)_i=(Q_t)_i+(Q_c)_i-(Q_{cx})_i \tag{3}$$

rezultă

$$(Q_t)_{i-1}=(Q_t)_i+(Q_c)_i\,; \tag{4}$$

adică, debitul de tranzit pe tronsonul $i-1$ trebuie să fie egal cu suma dintre debitul de consum pe tronsonul i și debitul de tranzit pe tronsonul i. Pentru $i=1$ în membrul stîng din (4) avem $(Q_t)_0=Q_0$ – debitul inițial, iar pentru $i=n$ în membrul drept din (4) primul termen $(Q_t)_n=Q_v$ se poate considera, ca de obicei, nul.

Scriind (4) pentru toate valorile $i=1, 2, \ldots, n$, se obține, iterativ, formula evidentă:

$$Q_0=\sum_{i=1}^{n}(Q_c)_i. \tag{4'}$$

Dar cum Q_0 este cunoscut, exprimarea debitului într-un punct oarecare al subrețelei alese în raport cu debitul inițial poate fi dată prin relația:

$$(Q_x)_i=Q_0\left(1-\frac{X}{l}\right), \tag{5}$$

unde:

$$X=x+\sum_{K=1}^{i-1}l_K, \tag{6}$$

iar l este lungimea totală a subrețelei reprezentată prin drumul

$$\mu=\tilde{G} \text{ în } G.$$

Cazul B. Ne fixăm atenția asupra nodului $\overline{(i-1)}$ cu $i=1, 2, \ldots, n$ și, considerînd toate drumurile secundare μ_α extremitățile terminale în acest nod și cu cele inițiale în unul din nodurile $\textcircled{j}$ $(0\leqslant j\leqslant i-2)$, notăm prin $s_{i-1}\in N$ numărul drumurilor de acest fel. Analog, numărul drumurilor secundare μ_β avînd fiecare extremitatea inițială în nodul considerat și extremitatea finală în unul din nodurile $\textcircled{k}$ $(i<K\leqslant n)$ îl notăm prin $p_{i-1}\in N$.

Fie u^+_{i-1} arcul comun tuturor drumurilor μ_α, adică $u^+_{i-1}\in\bigcap_{\alpha=1}^{s_{c-1}}\mu_\alpha=U^+_{S_1}$, incident spre interior cu $\overline{(i-1)}$ și u^-_{i-1} arcul comun tuturor drumurilor μ_β, adică $u^-_{i-1}\in\bigcap_{\beta=1}^{p_{i-1}}\mu_\beta=U^-_{S_1}$, incident spre exterior cu $\overline{(i-1)}$, unde $S_1=\{a_i\}$, a_i – fiind vîrful grafului $\tilde{G}$ corespunzător nodului $\overline{(i-1)}$

Dacă însemnăm prin $(Q^+_t)^{i-1}$ debitul de tranzit pe u^+_{i-1} și prin $(Q^-_o)^{i-1}$ debitul de intrare pe u^-_{i-1}, avem relația:

$$(Q_t)_{i-1}+(Q^+_t)^{i-1}=(Q^-_o)^{i-1}+(Q_c)_i+(Q_t)_i \tag{7}$$

analoagă lui (4) corespunzătoare cazului A.

Concluzii. În lucrare se scot în evidență cîteva formule de recurență ce stabilesc relații între debitele caracteristice de calcul în rețelele inelare, formule care permit trecerea de la un tronson al rețelei la altul adiacent precum și determinarea debitului Q_x curent într-un punct arbitrar, situat la distanța x din nodul din amonte al tronsonului căruia îi aparține. Rezultatele se pot utiliza în faza de predimensionare a rețelelor de distribuție de formă inelară.

BIBLIOGRAFIE

1. Trofim P., *Alimentări cu apă*, Editura Didactică și Pedagogică, 1973.
2. Ionescu T., *Grafuri, Aplicații*, Vol. I.

THE INFLUENCE OF SOME WATER FLOWS IN A NETWORK ON THE PRINCIPAL WATER FLOW IN A WATER SUPPLY RING NETWORK

(SUMMARY)

The paper presents a study on the influence of some parts of a water network made up of a finite number of parts on a the rate of water flow in a certain part belonging to a water supply ring network; it presents at the same time the influence of other water flows on the flow under consideration.

The study is based on the principles of the graph theory. The results are useful for establishing the calculus rates in the pre-dimensioning phase.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

STUDIU ASUPRA PROGNOZEI ŞI URMĂRIRII TASĂRILOR *)

DE

D. GUŢESCU, EUGENIA FILIMON, EUGENIA LUTE

1. **Generalităţi**. Realizarea unor construcţii importante în ţara noastră cum ar fi: baraje, poduri, silozuri, furnale, coşuri de fum, turnuri de răcire, clădiri civile şi industriale înalte etc. cu sarcini foarte mari constante sau periodic variabile, au ridicat problema tasării acestor construcţii sub cele două aspecte ale ei: general uniformă şi local neuniformă.

Tasarea uniformă nereprezentînd pericol pentru construcţie atît timp cît nu dăunează în funcţionalitatea ei; periculoase fiind tasările neuniforme, atît în siguranţa construcţiei cît şi în funcţionalitatea acesteia.

Astăzi mai mult ca oricînd se impune ca inginerul proiectant şi executant să se adapteze la un teren pe care îl are la dispoziţie, teren care de cele mai multe ori nu răspunde integral la condiţiile clasice verificate de literatura de specialitate şi totodată de a asigura siguranţa unor construcţii existente. Aceste condiţii creiază necesitatea tehnico-ştiinţifică de a putea evalua tasarea terenului sub sarcini cît mai exact în vederea dimensionării construcţiilor cît mai economic.

Această prognoză a tasării este de dorit să răspundă următoarelor cerinţe:
- valoarea tasărilor în timpul construcţiei noului obiectiv;
- la terminarea acestuia;,
- la anumite perioade de timp după terminarea construcţiei şi darea în folosinţă a acestuia;
- valoarea finală a tasării;
- tasarea în cazul unei sarcini constante şi variabile în condiţii invariabile de teren;
- tasare în cazul unor sarcini constante şi variabile în cazul modificării terenului de fundare.

În acelaşi timp această prognoză trebuie să fie capabilă să indice timpul la care ne putem aştepta la o anumită tasare şi care sînt cele mai indicate momente de urmărire prin măsurători a tasării pentru a putea fi comparate cu valorile tasării calculate.

2. **Măsurarea şi reprezentarea tesărilor la un turn elevator.** Construcţia acestui turn elevator s-a început în anul 1963, are o înălţime de 49 m şi este fundat la adîncimea de 6,90 m pe un radier general de 1 m grosime şi dimensiunile în plan de 15,11×7,60 m.

Experienţa acumulată pînă în prezent arată că tasările efective sînt uneori cu mult inferioare celor calculate pe baza unor relaţii din literatură sau oficializate prin diferite normative aşa cum se poate vedea şi din tabelul 1, pentru cazul unui turn elevator de la un siloz de cereale

*) Rezultatele lucrării au fost comunicate la ses. I.P.T. nov. 1974.

care a fost urmărit pe o perioadă de cca. $4^1/_2$ ani. Din aceasta rezultă că tasarea medie reprezintă numai 30% din tasările calculate după SNIP (53 mm calculată și 15,8 mm măsurată), 24% după TGL (65 mm calculată) și 45% după STAS (35 mm calculată), rezultatele măsurate sînt cele mai apropiate de cele calculate după normativul nostru.

Tabelul 1

Tasările medii măsurate și determinate după diferite normative

Date calendaristice / Tasarea în mm		1963				1964									1966	1967
		5.VI	3.VII	15.VIII	1.IX	26.I	17.II	28.II	9.III	23.III	2.IV	8.IV	8.V	8.VI	4.IV	10.VIII
Medie măsurată		—	3,3	5	7,5	10,8	11,8	13,1	13,3	13,5	13,8	14	15,3	15,5	15,5	15,5
Calculată	SNIP IIB-1-1962	25	32	53	53	53	53	53	53	53	53	53	53	53	53	53
	STAS 3300-1966	15	20	35	35	35	35	35	35	35	35	35	35	35	35	35
	TGL 11464-1963	30	40	65	65	65	65	65	65	65	65	65	65	65	65	65
	DIN 4019-1958	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Presiunea efectivă în kgf/cm².		0,786	0,967	1,463	1,463	1,463	1,463	1,463	1,463	1,463	1,463	1,463	1,463	1 463	1,463	1,463

Observație: Primul ciclu al măsurătorilor s-a efectuat la 5.06.1963 avînd p.ef. = 0,786 kgf/cm².

Pentru măsurarea tasărilor în timpul execuției, cît și după aceea, s-au folosit doi reperi de suprafață care au fost montați în afara zonei de influență a construcției și ținînd cont de condițiile geologice și hidrologice.

Pentru urmărirea tasărilor s-au montat 4 mărci, revenind la cca. 30 mp o marcă reprezentînd condițiile prevăzute pentru acest gen de construcții care prevăd să avem cel puțin o marcă la 100 mp suprafață a radierului.

La repartizarea mărcilor, s-a avut în vedere ca modul lor de amplasare să permită trasarea curbelor de egală tasare, posibilitatea de acces și așezare a mirei.

Calculul terenului de fundație la deformații s-a făcut în scopul evitării deformațiilor infrastructurii de valori care se garanteze față de apariția unor fisuri și degradări inadmisibile pentru normala exploatare a construcției sau a unor modificări inacceptabile a cotelor și pozițiilor din proiect, verificîndu-se îndeplinirea condiției ca tasarea medie (S m) să fie mai mică sau cel mult egală cu tasarea maximă (S max) care conform STAS 3300-66 este admisă la 30 cm.

Pentru calculul tasărilor s-au folosit metode oficializate în diferite țări; prin folosirea unei metode simplificatoare (ing. Karl Fischer) avem posibilitatea de a trasa și curbele de egală tasare, care pot fi comparate cu cele rezultate din măsurători și de a determina înclinările după diferite direcții.

Aplicînd această metodă simplificatoare pentru cazul turnului elevator urmărit, cu o fundație pe un radier general de formă dreptunghiulară (fig. 1), în care $a>b$, în acest caz tasările în punctele O, A, B și E sînt date de relațiile în:

a) centrul O: $S_0 = 4\,(1-\mu^2)\,\frac{q.b}{E}\,f\,(n)$;

b) axial A: $S_A = 2\,(1-\mu^2)\,\frac{q.b}{E}\,f\,(2n)$;

c) axial B: $S_B = 4\,(1-\mu^2)\,\frac{q.b}{E}\,f\left(\frac{n}{2}\right)$;

d) colț E $S_E = 2\,(1-\mu^2)\,\frac{q.b}{E}\,f\,(n)$;

unde:

$$f\,(n) = \frac{1}{\pi}\left[\ln\left(n+\sqrt{1+n^2}\right)+n\ln\frac{1}{n}\left(1+\sqrt{1+n^2}\right)\right];$$

$n = \frac{a}{b}$; q = încărcarea; b = latura scurtă; μ = coef. Poisson; E = modulul de elasticitate al terenului.

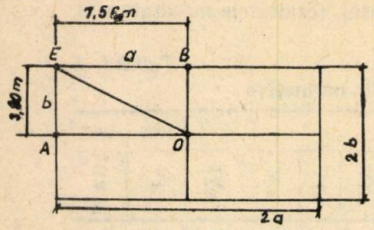


Fig. 1

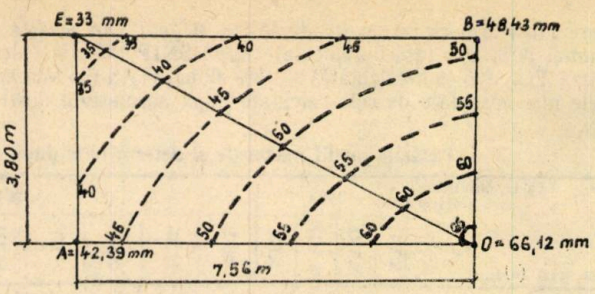


Fig. 2.

Pentru cazul turnului menţionat avem $2a=15{,}11$ m, $2b=7{,}60$ m, $q=1{,}463$ kg/cm², $E=225$ kg/cm², obţinînd $S_0=66{,}12$ mm, $S_A=42{,}39$ mm, $S_B=48{,}43$ mm şi $S_E=33{,}06$ mm.

Pe baza datelor calculate după această metodă simplă, se pot trasa curbele de egală tasare (figura 2), care permit compararea cu cele rezultate din măsurători şi trage concluzii în legătură cu executarea, exploatarea şi siguranţa construcţiei.

Concluzii. Metoda simplificatoare de calcul creiază posibilitatea de a determina tasarea în diferite puncte ale fundaţiei şi ca atare posibilitatea de trasare a curbelor de egală tasare, care se pot compara cu cele din măsurători şi de a stabili înclinările după diferite direcţii. Această metodă nu dă valori mai mici decît valorile maxime prevăzute de STAS 3300-66 pentru acest gen de lucrări, dar mai mari decît cele măsurate. Celelalte metode folosite dau valori mai mari decît cele prevăzute de normativul nostru şi nici nu oferă posibilitatea de trasare a curbelor de egală tasare.

Prin trasarea curbelor de egală tasare se obţine o imagine expresivă a depresiunii de tasare care ne permite de a face aprecieri asupra uniformităţii proprietăţilor solurilor neomogene care stau la baza fundaţiei. Prin extinderea măsurătorilor în afara obiectului propriuzis, s-ar putea verifica cum descreşte compresibilitatea solului cu adîncimea. Aceasta avînd o dublă importanţă :

— se poate controla exactitatea studiilor geologice efectuate în zona respectivă ;

— furnizarea unor date în legătură cu proiectarea altor construcţii în zona învecinată obiectivului urmărit.

BIBLIOGRAFIE

1. Karl Fischer, Un calcul simplu al tasărilor suprafeţelor dreptunghiulare cu sarcină uniformă pe pat de fundaţie omogen. Revista „Der Bauingenieur“ 7/1966 p. 281.
2. D. Guţescu, Studiul comparativ al tasărilor măsurate şi calculate la un siloz de cereale. Buletinul şt. şi teh. al IPT, tom 17 fasc. 2/1972, seria Construcţii.

STUDIUM ÜBER DIE VORHERSAGE UND MESSUNG DER SETZUNGEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit wird ein Beitrag zum Studium der Vorhersage und Messung der Setzungen gebracht, indem man eine vereinfachte Rechenmethode anwendet und sie mit den durch STAS 3300-66, SNIP II B-1-62, TGL 11464-63 und DIN 4019-58 vorgesehenen Werte, so wie auch mit den gemessenen mittleren Setzungen vergleicht. Aus dem Vergleich geht die Wirksamkeit der Methode hervor.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

PROGRAMAREA CALCULULUI ŞAIBELOR CU GOLURI

DE
R. FRIEDRICH, ANA-EVA GAVRILESCU, G. GAVRILESCU

1. **Prezentarea problemei.** Pentru integrarea ecuaţiei cu derivate parţiale a şaibelor dreptunghiulare prevăzute cu un gol dreptunghiular, condiţiile de margine fiind date în tensiuni, s-a folosit metoda plurilocală [1]. Operatorii de discretizare introduşi se pot aplica cu condiţia ca golul să fie distanţat faţă de margini cu cel puţin 4 h, h fiind pasul reţelei pătrate alese. Valorile funcţiei de tensiuni F în noduri se obţin din relaţia

$$\{F\}=\{F_0\}+[F_n]\ \{X\},$$

matricele $\{F_0\}$ şi $[F_n]$ rezultînd din integrarea ecuaţiei şaibelor pentru încărcarea exterioară şi trei acţiuni unitare $\{X\}$. Într-o primă fază s-au programat operaţiile cele mai voluminoase şi anume scrierea şi rezolvarea sistemelor de ecuaţii liniare pentru determinarea acestor matrice. Restricţiile privind alegerea reţelei de calcul sînt date în figura 1. Sistemul de programe poate fi completat în viitor pentru determinarea lui $\{X\}$ şi $\{F\}$ cît şi a tensiunilor $\{\sigma\}$.

2. **Descrierea programelor.** Problema prezentată a fost rezolvată cu opt programe înlănţuite, aşa cum rezultă din schema bloc prezentată în figura 2. Primele şapte programe servesc la scrierea sistemelor de ecuaţii şi la trecerea lor într-un fişier pe bandă magnetică. Programul 8, în limbajul ASSIRIS, rezolvă aceste sisteme de ecuaţii. Se utilizează trei fişiere, denumite: „INCARC — MARGINI" (fişier index — secvenţial) „TABLOU — OPERATORI" (fişier index — secvenţial) şi „SISTEME" (fişier secvenţial).

Programul 1 crează fişierul index — secvenţial al valorilor marginale, oferind posibilitatea luării în considerare a 96 de cazuri de încărcare. Se folosesc două cartele de date: cartela tip 1, de titlu şi cartela tip 2 cu cei şase parametri $L_1 \div L_6$ ce caracterizează marginile (fig. 1).

Programul 2 completează fişierul „INCARC — MARGINI" cu valorile F şi $A=h\ \partial F/\partial n$. Pe lîngă o cartelă tip 1 se folosesc cartelele tip 3 ce conţin valorile marginale. Apar numai nodurile în care cel puţin una din valorile F şi A este diferită de zero.

Programul 3 listează fişierul creat în programul 1 şi completat în programul 2, după numărul de ordine al încărcării. Listarea permite controlul introducerii corecte a valorilor marginale, rularea acestui program nefiind obligatorie.

Programul 4 crează fişierul „TABLOU — OPERATORI", fiecare operator reprezentînd o înregistrare. Se folosesc cartelele de tip 4.1 şi 4.2; acelaşi program listează operatorii. Se pot introduce şi alţi operatori decît cei plurilocali, urmînd a se face modificări minime în programul 5.

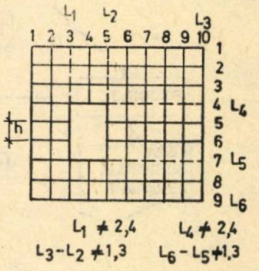


Fig. 1. Restricţiile geometrice.

Programul 5 aplică operatorii pe reţeaua de noduri interioare ale domeniului studiat. Fiecărui nod interior îi corespunde o necunoscută F şi o ecuaţie de condiţie. Necunoscutele se numerotează pe linii, de la stînga la dreapta. Schema de principiu a acestui program este dată în figura 3. Domeniul de calcul se explorează pe linii separîndu-se nodurile în care se pot aplica operatori de cele pentru care ecuaţiile se introduc direct. După aplicarea operatorilor, invarianţii şi grupul de termeni liberi devin o singură înregistrare în fişierul „SISTEME".

Programul 6 completează banda cu ecuaţiile suplimentare, corespunzătoare nodurilor în care nu se pot aplica operatorii introduşi, folosind cartelele tip 5. Astfel se obţin sistemele de ecuaţii complete.

Programul 7 listează banda „SISTEME" în scopul controlului coeficienţilor necunoscutelor şi al termenilor liberi.

Programul 8 este independent de programele anterioare, putînd fi utilizat şi pentru alte probleme ce conduc la sisteme de ecuaţii liniare, a căror coeficienţi şi termeni liberi au fost depuşi pe un fişier secvenţial bandă. Pentru rezolvarea sistemelor de ecuaţii se aplică metoda Gauss —

Jordan cu măsuri de asigurare şi control a preciziei şi de mărire a vitezei. Pornind de la fişierul „SISTEME" se utilizează un fişier pe disc de organizare nedefinită. Operaţiile se efectuiază cu precizie dublă iar soluţiile sînt extrase la imprimantă, rămînînd însă şi în fişierul disc. Programul are capacitatea de a rezolva simultan 164 de sistemede 796 ecuaţii cu 796 necunoscute. Limitele sînt impuse de capacitatea discului. Din cauza utilizării intense a discului este recomandabil ca programul să fie utilizat în multiprogramare.

Ansamblul programelor descrise se află sub formă de fişier cartele la Catedra de Beton armat şi Clădiri a Facultăţii de Construcţii din Timişoara. Cu unele adaptări poate fi utilizat şi pentru calculul dalelor cu goluri.

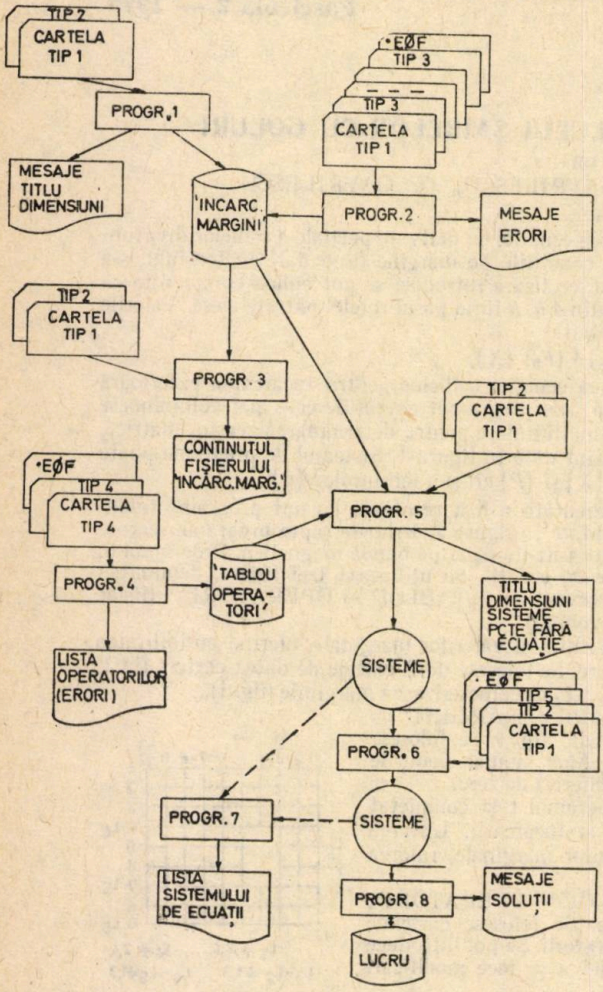


Fig. 2. Schema bloc a sistemului de programe.

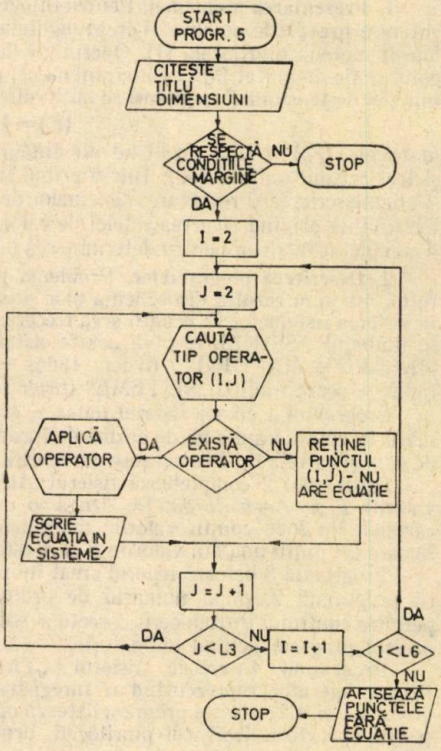


Fig. 3. Schema bloc a programului 5.

BIBLIOGRAFIE

1. L. Collatz. *The numerical treatment of differential equations*, Springer-Verlag, Berlin 1966.

PROGRAMMIERUNG DER BERECHNUNG VON SCHEIBEN MIT ÖFFNUNGEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Zur Berechnung der Spannungsfunktion von Rechteckscheiben mit einer rechteckigen Öffnung, bei vorgegebenen Randspannungen, wurde das Mehrstellenverfahren herangezogen. Die beiden Hauptprobleme, und zwar die Aufstellung der Gleichungssysteme und die Auflösung derselben, wurden für einen Elektronenrechner FELIX-C256 programmiert. Es können bis zu 796 innere Knoten und gleichzeitig 96 Lastfälle berücksichtigt werden. Werden kleine Änderungen vorgenommen, so können auch Platten berechnet werden.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

CERCETĂRI DE REZISTENŢĂ ASUPRA UNOR RAMIFICAŢII DE CONDUCTE DE PRESIUNE

DE

D. MATEESCU, R. IONESCU, F. REGEP

1. **Introducere.** Realizarea unor ramificaţii de conducte de presiune care să satisfacă integral condiţiile cerute de o bună exploatare, în condiţii de siguranţă deplină, impune studierea şi încercarea în laborator a acestora, în scopul verificării unor metode de dimensionare, a stabilirii repartiţiei şi mărimii eforturilor unitare şi a aprecierii reale a coeficientului de siguranţă. Un asemenea studiu de rezistenţă a fost efectuat în laboratorul catedrei de construcţii metalice pentru verificarea şi definitivarea prin măsurători a metodei de dimensionare utilizate la proiectarea distribuitorului uzinei hidroelectrice Mărişelu. El este de tipul autoportant, betonat în galerie, şi a fost proiectat pentru o presiune maximă de lucru de 64 kgf/cm². În componenţa sa intră două ramificaţii, care sînt de tipul sudate cu nervură de consolidare interioară.

La stabilirea formei nervurii de consolidare interioare, proiectantul ICPEHR-Filiala Timişoara a căutat ca linia centrului de greutate a secţiunii nervurii să coincidă cu rezultanta forţelor ce acţionează pe secţiunile decupate din virolele ce se intersectează, situaţia în care nervura este solicitată numai la eforturi de întindere centrică. Forma finală a acestui distribuitor a fost acceptată numai după prezentarea concluziilor rezultate ca urmare a încercărilor pe model.

2. **Încercările efectuate, rezultatele măsurătorilor.** Încercările efectuate au fost încercări tensometrice făcute pe modele la scara 1 : 5 ale celor două ramificaţii. La stabilirea presiunilor de încercare, s-a pus condiţia unui coeficient de siguranţă identic faţă de limita de curgere, la model cît şi la ramificaţia reală.

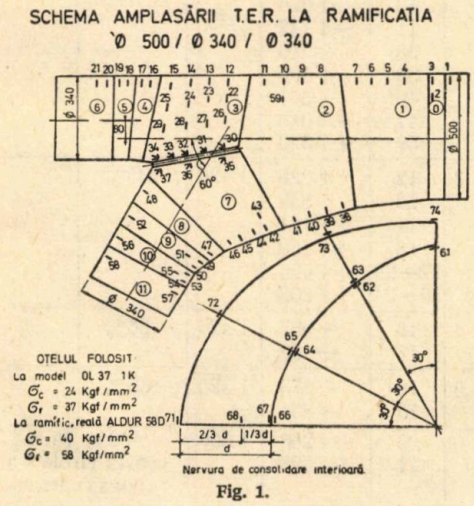


Fig. 1.

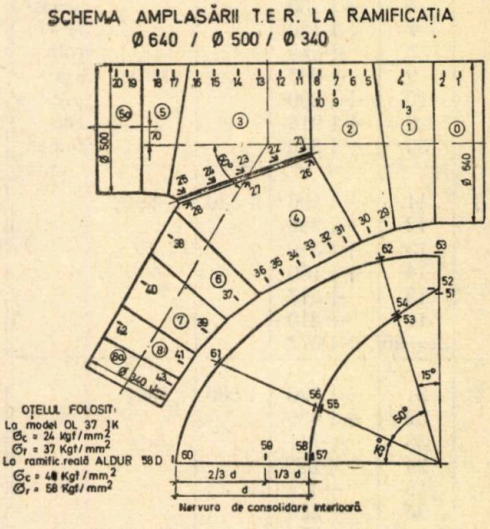


Fig. 2.

În relația de calcul $p = \frac{2t \cdot \sigma}{D}$ s-a lucrat cu diametrul sferei de tangență maximă, corespunzătoare fiecărei virole.

S-au efectuat măsurători în trei trepte de încărcare:

Treapta I 28 atm. echiv. cu 76% din presiunea de exploatare.

Treapta II 37 atm. „ cu 100% din presiunea de exploatare.

Treapta III 55 atm. „ cu 150% din presiunea de exploatare.

S-au mai făcut citiri și la presiunea de 77 atm. (209% față de presiunea de regim) care reprezintă momentul cînd ar începe curgerea în virola cea mai solicitată.

Poziția punctelor de măsură se poate vedea în fig. 1 și 2, iar mărimea eforturilor în tabelul 1, 2 și 3.

Tabelul 1

Tensiunile în virolele ramificației 1 (∅ 640/∅ 500/∅ 340) la presiunea de 55 kg/cm²

Virola	Număr TER	Efort unitar măsurat, kg/cm²	Efort unitar calculat, kg/cm²	Efort unitar măsurat din punctul cel mai solicitat al virolei față de efortul unitar calculat, în %	Observații
0	1	+1 760	1 760	100%	
	2	+1 250			
1	3	+1 500	1 760	85%	
	4	+1 332			
2	5	+1 270	1 580	120%	În	
	6	+1 230			aceas-	
	7	+1 180			tă vi-	
	8	+945			rolă	
	9	+992			s-a	
	10	+1 200			produs	
	29	+1 910			rupe-	
	30	+1 860			rea	
3	11	+1 100	1 580	88%	
	12	+1 385			
	13	+1 310			
	14	+1 180			
	15	+817			
	16	+810			
	21–25	+1 072			
4	31	+1 720	1 580	109%	
	32	+1 430			
	33	+741			
	34	+593			
	35	+424			
	36	+320			
	26–28	+1 256			

Tensiunile în virolele ramificației 2 (∅ 500/∅ 340/∅ 340) la presiunea de 55 kg/cm²

Virola	Număr TER	Efort unitar măsurat kg/cm²	Efort unitar calculat, kg/cm²	Efort unitar măsurat din punctul cel mai solicitat al virolei față de efortul unitar calculat, în %	Observații
0	2	+1 158	1 720	99%	
	3	+1 701			
1	4	+1 252	1 720	73%	
	5	+1 160			
	6	+1 023			
	7	+860			
2	8	+1 224	1 495	89%	
	9	+1 012			
	10	+1 024			
	11	+1 142			
	38	+916			
	39	+570			
	40	+571			
	41	+1 016			
	59	+1 320			
3	12	+1 326	1 420	105%	
	13	+839			
	14	+1 121			
	15	+1 150			
	22–29	+1 494			
	30–34	+1 208			
4	16	+957	1 420	66%	
	17	+938			
5	18	+873	1 320	63%	
	19	+831			
6	20	+1 268	1 560	89% În a-	
	21	+1 388		ceastă virolă s-a produs ruperea	

Tabelul 1 (continuare)

Virola	Număr TER	Efort unitar măsurat, kg/cm²	Efort unitar calculat, kg/cm²	Efort unitar măsurat din punctul cel mai solicitat al virolei față de efortul unitar calculat în %	Observații
5	17	+973	1 720	63%	
	18	+1 065			
5a	19	+1 725	1 720	100%	
	20	+1 545			
6	37	+750	1 380	76%	
	38	+1 040			
7	39	+1 370	1 660	96%	
	40	+1 591			
8	41	+1 420	1 550	108%	
	42	+1 680			
8a	43	+1 336	1 550	114%	
	44	+1 775			
7	42	+1 166	1 420	100%	
	43	+1 238			
	44	+1 233			
	45	+1 413			
	46	+1 336			
	35–37	+1 109			
8	47	+1 544	1 410	110%	
	48	+1 028			
9	49	+911	1 660	96%	
	50	+811			
	51	+1 597			
	52	+1 248			
10	53	+902	1 555	93%	
	54	+905			
	55	+1 439			
	56	+758			
11	57	+1 698	1 560	110%	
	58	+1 024			

Tensiunile în nervura de consolidare interioară a ramificației 1(∅640/∅500/∅340) la presiunea de 55 kg/cm²

	Număr TER	Efort unitar măsurat, kg/cm²	Efort unitar calculat în punctul cel mai solicitat, kg/cm²	Efortul unitar măsurat din punctul cel mai solicitat față de efortul unitar calculat, în %	Observații
INTERIOR	51	–			TER deteriorat. TER deterior.
	52	–			
	53	+370			
	54	+2 020			
	55	+1 350	1 440	140%	
	56	+1 890			
	57	+1 780			
	58	+1 620			
	59	+1 670			
EXTERIOR	60	+1 550			
	61	+533	1 440	83%	
	62	+1 182			
	63	+990			

Tensiunile în nervura de consolidare interioară a ramificației 2(∅500/∅340/∅340) la presiunea de 55 kg/cm²

	Număr TER	Efort unitar măsurat, kg/cm²	Efort unitar calculat în punctul cel mai solicitat, kg/cm²	Efortul unitar măsurat din punctul cel mai solicitat față de efortul unitar calculat, în %	Observații
INTERIOR	61	+540			
	62	+472			
	63	+668			
	64	+1 418			
	65	+1 401	1 440	100%	
	66	+1 440			
	67	+1 335			
	68	+1 354			
EXTERIOR	71	+1 141			
	72	+557	1 440	82%	
	73	+1 165			
	74	+831			

Tabelul 2

Tensiunile principale mărimea și direcția lor, calculate în pînză, în zona prinderii ei de nervura de consolidare interioară la presiunea de 55 kg/cm²

Ramificația 1 (∅640/∅500/∅340)						Ramificația 2 (∅500/340/∅340)					
Nr. punctul.	Direcția TER în punctul respect	Efort unitar măsurat pe direcția TER. kg/cm²	σ_1 kg/cm²	σ_2 kg/cm²	φ_1°	Nr. punctul.	Direcția TER în punctul respect	Efort unitar măsurat pe direcția TER, kg/cm²	σ_1 kg/cm²	σ_2 kg/cm²	φ_1°
21	0 45 90	+680 +425 +465	+958	+677	−27°	30	0 45 90	+149 +398 +252	+443	+129	+53°
22	0 45 90	+336 +470 +345	+586	+386	+46°	31	0 45 90	+866 +129 +206	+1168	+363	−25°
23	0 45 90	+311 +100 +635	+988	+363	−57°	32	0 45 90	+239 +30 +434	+728	+233	−54°
24	0 45 90	+670 +256 +300	+919	+466	−26°	33	0 45 90	+1208 +304 +547	+1762	+744	−30°
25	0 45 90	+60 +1056 +1072	+1350	+267	+68°	34	0 45 90	+677 +353 +658	+1195	+712	−44°
26	0 45 90	+280 +1256 +755	+1336	+143	+54°	35	0 45 90	+226 +350 +317	+457	+318	+60°
27	0 45 90	+1220 +1005 +426	+1511	+840	+12°	36	0 45 90	+634 +754 +909	+1208	+995	+86°
28	0 45 90	+836 +1090 +966	+1440	+1134	+54°	37	0 45 90	+808 +703 +1109	+1597	+1141	−60°

Tabelul 3

Tensiunile pe o rețea de puncte amplasate după paralel și generatoare la virola 3 a ramificației 2 (∅500/∅340/∅340)la presiunea de 55 kg/cm²

Numărul TER	Efortul unitar măsurat, kg/cm²	Observații	Numărul TER	Efortul unitar măsurat, kg/cm²	Observații
12	+1326		26	+908	
13	+839		27	+806	
14	+1121		28	+550	
15	+1150		29	+624	
22	+1494		30	+149	
23	+1237		31	+866	
24	+1082		32	+239	
25	+1152		33	+1208	

3. **Concluzii.** Rezultatele măsurătorilor au arătat distribuţia şi mărimea eforturilor unitare în fiecare element component al ramificaţiilor studiate. Se poate aprecia că metoda de calcul după care s-au determinat grosimile virolelor, se poate considera în cazul dat ca satisfăcătoare; între valorile efortului unitar maxim măsurat şi efortul unitar maxim calculat nefiind diferenţe în plus mai mari de 20% (ramificaţia 1, virola 2). Numărul punctelor unde efortul măsurat depăşeşte efortul de calcul este redus, fiind vorba de supraîncărcări locale care nu periclitează rezistenţa de ansamblu a elementului. Numărul punctelor unde efortul măsurat depăşeşte efortul de calcul este redus, fiind vorba de supraîncărcări locale care nu periclitează rezistenţa de ansamblu a elementului. Punctele unde între efortul unitar maxim măsurat şi efortul unitar maxim calculat există diferenţe mai importante în minus (pînă la 37%) au fost situate pe virole care fac trecerea de la virole mai groase la virole mai subţiri. În vederea executării unor suduri cît mai corespunzătoare (prin evitarea unor diferenţe mari în grosime la virolele învecinate) nu s-a recomandat însă reducerea grosimii acestor virole.

Îndesirea punctelor de măsură prin coroiajul (vezi fig. 1) făcut pe virola 3 a ramificaţiei 2 a arătat că deşi sînt variaţii importante în valorile tensiunii de la un punct la altul, pe suprafaţa virolei, nu se depăşeşte cu mult valoarea maximă a tensiunii presupuse pentru virola respectivă.

Eforturile unitare în nervurile de consolidare interioară se află situate de asemenea în jurul valorilor presupuse prin calcul, cu excepţia nervurii de consolidare interioară de la ramificaţia 1 (∅ 640/∅ 500/∅ 340), unde este indicată o uşoară rectificare a formei acesteia în zona punctelor 54 şi 56 (vezi fig. 1) în vederea reducerii tensiunilor în aceste puncte.

Presiunea în ramificaţiile studiate a fost în continuare majorată pînă în momentul ruperii, stabilindu-se în acest mod coeficientul real de siguranţă.

La ramificaţia 1 (∅640/∅500/∅340), $c = \frac{120}{37} = 3{,}24$

La ramificaţia 2 (∅500/∅340/∅340), $c = \frac{128}{37} = 3{,}46$

S-a observat că la ambele modele, ruperea a avut loc într-o îmbinare sudată fiind de presupus că aceasta nu a fost de o calitate corespunzătoare. La execuţia distribuitorului industrial urma ca să se acorde o deosebită atenţie tehnologiilor de execuţie a îmbinărilor şi controlului acestora. Totodată, se va evita amplasarea îmbinării după generatoare a virolelor, în zonele de maximă solicitare

Studiul efectuat a fost deosebit de util proiectantului, acesta ţinînd cont de concluziile prezentate, la reproiectarea distribuitorului. Totodată, s-a căpătat şi certitudinea că forma propusă în primul rînd din considerente de ordin hidraulic satisface în bune condiţiuni şi cerinţele de rezistenţă.

BIBLIOGRAFIE

1. Buzdugan Gh., Blumenfeld M., *Tensometria electrică rezistivă.* Editura Tehnică, Bucureşti 1966.
2. Friederich Mang., Die bemessung von Abzweigen im Grossrohrbau. Rohre, Rohrleitungsbau, Rohrleitungstransport, Heft 2, april 1969.

STRENGHT TESTS ON PRESSURE PIPE BRANCHES

(SUMMARY)

The achievement of pressure pipe branches able to satisfy the reguirements imposed by a satisfactory operation, under total safety conditions, demands laboratory testing.

Model tests were carried out in the laboratory of metal structure department of the Politechnical Institute „Traian Vuia" Timişoara, in order to check up some design methods, to assess the distribution and magnitude of the strasses and to evaluate the real safety coefficient.

The results of the research work have been used for a better redesingn of branch. They may be used in the design and site tests of other similar works.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

INFLUENŢA REVIBRĂRII BETONULUI, ÎN PERIOADA DE PRIZĂ A CIMENTULUI, ASUPRA ADERENŢEI DINTRE BETON ŞI ARMĂTURĂ

DE

A. MIHĂESCU, I. PĂTCAŞ, studenţii an V — GH. LUCACI, A. CREANGĂ, I. ŢĂRAN

1. **Introducere.** Cercetările efectuate în ţară [1], [3] şi străinătate [2] au arătat că revibrarea betonului în intervalul de priză a cimentului are efecte favorabile asupra principalelor caracteristici ale betoanelor, conducînd la: mărirea rezistenţelor mecanice, reducerea deformaţiilor din contracţie, mărirea durabilităţii, etc.

Avînd în vedere posibilitatea folosirii tehnologiei revibrării şi la unele elemente prefabricate din beton armat [4], în cadrul acestei lucrări ne-am propus să studiem efectul revibrării betonului în perioada de priză a cimentului, asupra aderenţei dintre beton şi armătură.

2. **Elemente experimentale, materiale şi compoziţii utilizate.** Pentru efectuarea acestui studiu s-au turnat două serii de epruvete, folosind aceeaşi compoziţie de beton, însă barele înglobate fiind de calităţi diferite: pentru seria 1 — PC 52 şi pentru seria 2 — OB 38. S-a folosit un ciment PZ 400, iar ca agregate s-au folosit trei sorturi (nisip 0/7, pietriş 7/15 şi pietriş 15/30) în proporţiile necesare pentru a se obţine o curbă granulometrică situată în domeniul bun. Compoziţia betonului proaspăt este dată în tab. 1.

Tabelul 1

Seria	Oţel	Felul cimentului	Dozaj de ciment	Raport A/C
1	PC52	PZ400	300	0,65
2	OB38	PZ400	300	0,65

În cadrul fiecărei serii s-au turnat cîte 8 cuburi 20×20×20 cm, avînd înglobate în ele cîte o bară de oţel Ø20 mm, pentru determinarea aderenţei, 6 cuburi 20×20×20 cm pentru determinarea mărcii betonului şi 4 prisme 10×10×55 cm pentru determinarea rezistenţei la întindere.

3. **Turnarea, compactarea şi păstrarea elementelor experimentale.** Prepararea betonului s-a făcut cu o betonieră cu amestec forţat de 500 litri capacitate, iar compactarea probelor s-a făcut pe o masă vibrantă de laborator cu o frecvenţă de 50 Hz şi amplitudinea de 0,5 mm.

Din fiecare serie de turnare jumătate din probe au fost vibrate la turnare timp de 30 secunde (V), cealaltă jumătate de probe fiind vibrate 30 de secunde la turnare şi revibrate 30 de secunde la mijlocul perioadei de priză a cimentului ($V+RV$). După decofrare probele au fost păstrate în condiţii STAS.

4. **Încercările fectuate, rezultate obţinute şi concluzii.** Determinarea aderenţei dintre beton şi armătură s-a făcut la 28 de zile de la turnare, după metoda prin smulgere, în conformitate cu prevederile STAS-ului 5511-71. Cu ajutorul unui comparator cu tijă cu precizia de 1/1000 mm fixat la capătul liber al barei de oţel la fiecare treaptă de încărcare s-a înregistrat deplasarea capătului liber al barei din beton. S-a înregistrat de asemenea încărcarea maximă P_{max} de smulgere a armăturii sau distrugerea betonului, determinîndu-se în final rezistenţa de aderenţă τ_{max} cu relaţia:

$$\tau_{max} = \frac{P_{max}}{\pi \cdot d \cdot l}.$$

Valorile eforturilor unitare de aderență τ_{max} sînt date în tabelul 2.

Tabelul 2

Seria	Oțel	Mod de compactare	τ_{max} [daN/cm²]	Spor %
1	PC52	*V*	62,1	—
		V+RV	63,2	1,8%
2	OB38	*V*	42,9	—
		V+RV	44,2	3%

În figura 1 se prezintă diagrama de variație a efortului unitar de aderență în funcție de alunecarea capătului liber, pentru două probe, una vibrată și alta vibrată + revibrată.

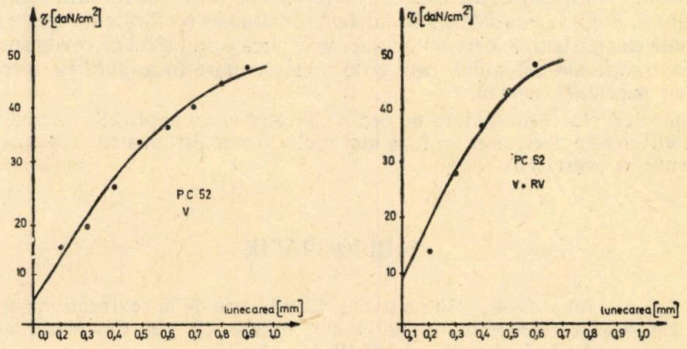


Fig. 1.

În aceeași zi în care s-au făcut încercările de aderență s-au determinat rezistența la compresiune pe cuburi R_b și rezistența la întindere pe prisme R_t. Valorile acestor rezistențe, precum și sporurile de rezistențe la probele revibrate față de probele vibrate sînt date în tabelul 3.

Tabelul 3

Seria	Oțel	Mod de compactitate	Rezistențele R_b și R_t la 28 de zile			
			R_b [daN/cm²]	Spor %	R_t [daN/cm²]	Spor %
1	PC52	*V*	248	—	13,7	—
		V+RV	295	19%	17,25	26%
2	OB38	*V*	278	—	15,5	—
		V+RV	337	21,2%	20,3	31%

În ceea ce privește modul de distrugere a aderenței, așa cum rezultă din figurile 2 și 3, la oțelurile PC52 s-a produs prin distrugerea betonului (despicarea cubului) iar la oțelul OB38 prin smulgerea barei.

Analizînd rezultatele obținute se pot trage următoarele concluzii:

— Așa cum rezultă din tabelul 3, la probele de beton revibrate, avînd același dozaj de ciment, s-au obținut sporuri importante de rezistențe față de probele martor vibrate obișnuit.

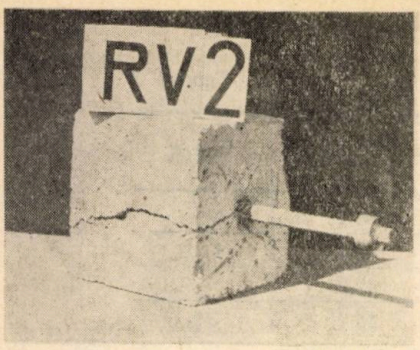


Fig. 2.

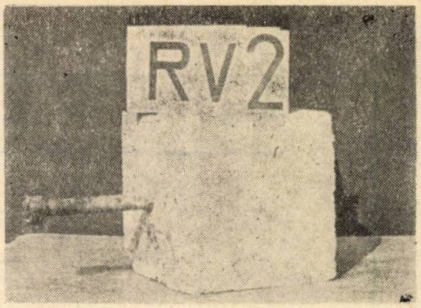


Fig. 3.

— Rezistența de aderență τ_{max} (tab. 2) pentru probele revibrate și pentru cele vibrate, practic au aceleași valori, ceea ce înseamnă că revibrarea betonului nu înrăutățește aderența dintre beton și armătură. Faptul că rezistența de aderență la probele revibrate nu crește față de probele vibrate, cu toate că rezistențele betonului cresc, se explică prin faptul că revibrarea reduce deformațiile din contracție ale betonului, care au o pondere mare în asigurarea aderenței, mai ales la oțelurile cu suprafață netedă.

Aceste aprecieri sînt deocamdată de ordin calitativ și nu cantitativ, numărul încercărilor fiind mic, în viitor este necesar să se facă mai multe încercări pentru a putea face aprecieri mai concludente în acest sens.

BIBLIOGRAFIE

1. Avram C., Voina N. I., Mîrșu O., L'influence de la revibration sur les propriétés de la pâte de ciment durcie et des bétons, Revue des Materiaux — „Ciments et béton", Paris, No 619, Avril 1967, p. 1—15.
2. Almey F., Het natrillen van beton gedurende de binding van het cement, Revue C. Tijdschrift, Gand, IV, No 12, 1968.
3. Avram C., Mihăescu A., Renoth I., Pătcaș I., Iepureanu A., Aplicarea revibrării betonului la execuția îmbrăcăminților rutiere, Transporturi auto, navale și aeriene, Nr. 4, 1971, p. 222.
4. A. Mihăescu, I. Pătcaș, I. Renoth, C. Furdui. Considerații privind posibilitatea aplicării tehnologiei revibrării betonului la executarea unor elemente prefabricate din betom armat, Buletin Științific și Tehnic al I. P. T., seria Construcții, Tomul 18 (32), Fascicola 1, 1973,

EINFLUSS DES WIEDERHOLTEN BETONRÜTTELNS WÄHREND DER ABBINDEZEIT DES ZEMENTS AUF DEN VERBUND ZWISCHEN BETON UND BEWEHRUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

Durchgeführte Untersuchungen zeigten, dass das wiederholte Betonrütteln die meisten Kennzahlen des Betons vorteilhaft beeinflusst.

Da die Technologie des wiederholten Rüttelns auch bei der Herstellung von einigen Fertigteilen eingesetzt werden kann, wurde in der vorliegenden Arbeit der Einfluss dieses Verfahrens auf den Verbund zwischen Beton und Bewehrung untersucht.

Die Versuchsergebnisse zeigten, dass das wiederholte Rütteln während der Abbindezeit des Zements den Verbund nicht beeinträchtigt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII

Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

RIGLĂ TIP „LAVIURI“*

DE

V. POPP, N. RACHIN, ZOE REGEP

Reprezentările în proiecţie ortogonală şi tridimensională (axonometrie, perspectivă) a elementelor sau ansamblelor alcătuite din suprafeţe curbe, pentru a reda obiectul explicit, cu claritatea necesară recunoaşterii la prima vedere pot fi realizate prin descompunerea suprafeţelor în suprafeţe parţiale izofote şi prelucrarea acestora cu tente plate corespunzătoare.

În lucrare s-a studiat metoda degradării tentei (de la închis la deschis) prin adăugare de apă curată care să realizeze în mod ştiinţific variaţia nuanţelor în desfăşurarea lor.

În raport cu materialul din care este executat, mai deschis sau închis la culoare, se alege tenta de pornire din scala corespunzătoare culorii obiectului. Scalele color pot fi determinate cu uşurinţă pentru orice culoare care survine şi ca atare pentru ori care material din care este alcătuit obiectul.

La executare se poate la nevoie utiliza o tentă care se consideră cu o transparenţă de pornire 1/2 ; 1/3 ; ... 1/10 şi prin saturare corespunzătoare poate deveni culoarea iniţială care stă la baza nuanţei transparenţei presupuse.

Tenta de început trebuie să fie în cantitate suficientă pentru acoperirea cerinţelor. Dacă abundă poate fi împuţinată prin deşertarea unei cantităţi şi pentru volumul rămas se aplică multiplicatorul de degradare corespunzător etapei respective.

S-a conceput şi realizat o riglă tip „LAVIURI“ cu ajutorul căreia determinarea completării cu apă curată a tentei pentru obţinerea nuanţelor ce se succed se face uşor şi rapid. (fig. 1).

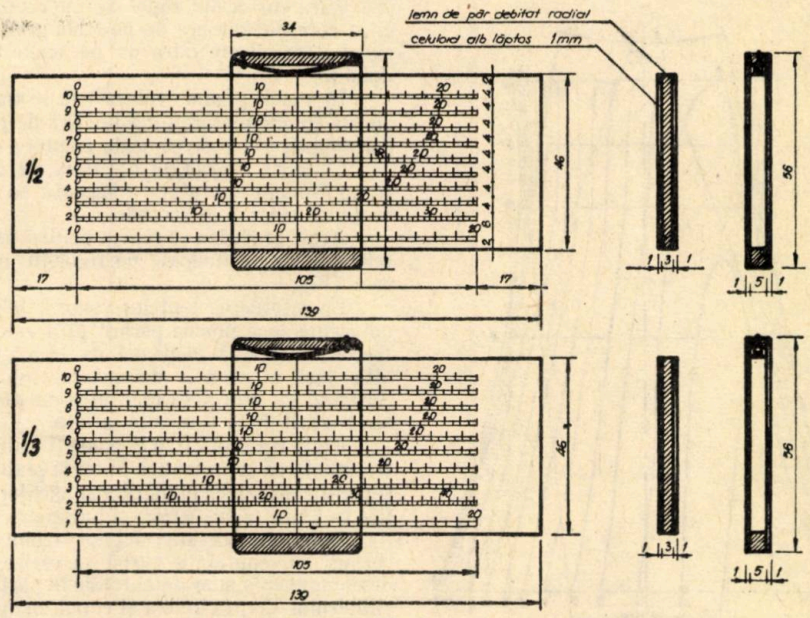


Fig. 1.

* Rigla este realizată de către I.P.L. Timişoara prin contract cercetare.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM 1848 KÖNYVTÁR

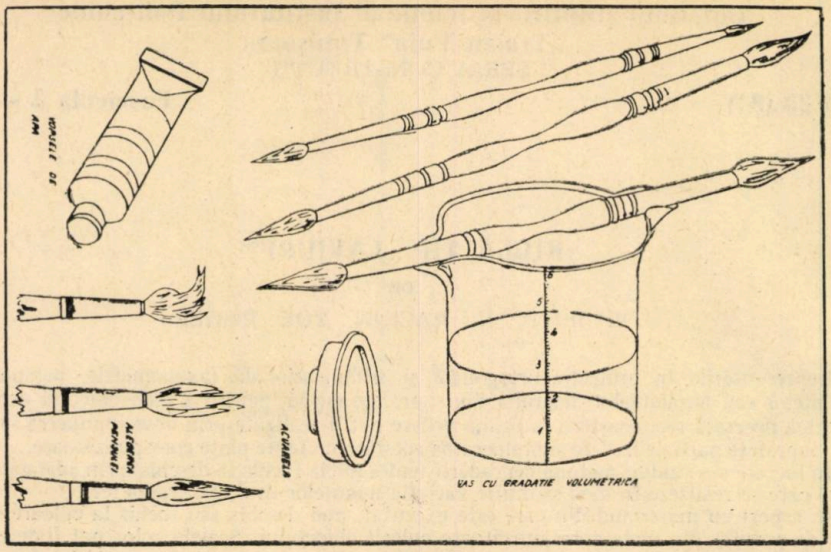


Fig. 2.

Cu tenta aleasă se colorează suprafaţa ceă mai închisă.

La colorare suprafaţa de prelucrat, va avea o uşoară înclinare spre tenta cea mai deschisă, pentru a permite curgerea normală lentă a amestecului în timpul lucrului şi realizarea monolită, de aceeaşi nuanţă, fără pete sau perturbări a continuităţii culorii.

Tenta se aşterne de sus în jos în mod continuu pe întreaga suprafaţă, fără a se admite producerea pe parcurs a uscării ei la întreruperea şi reluarea colorării.

După colorare se citeşte pe vasul cu diviziuni volumetrice (fig. 2) cantitatea de tentă rămasă, cifra ce reprezintă această cantitate.

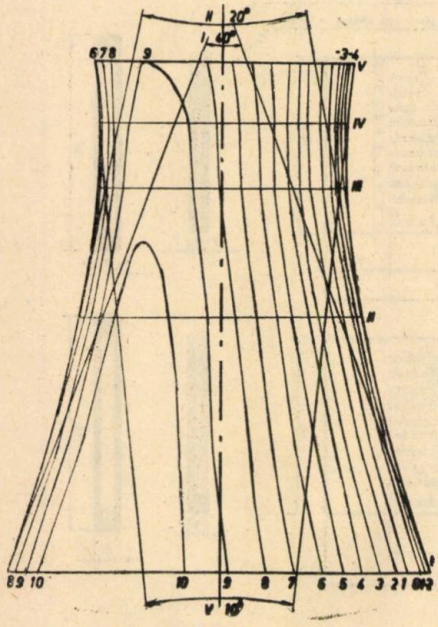


Fig. 3.

Mira cursorului riglei se suprapune peste cifra corespunzătoare de pe scala gradată (1) a riglei şi se citeşte cifra de pe scala treptei a doua (2).

În vasul gradat volumetric se toarnă apă curată în completare pînă la cifra de pe vas ce corespunde citirii de pe scala treptei a doua (2).

Cu tenta degradată obţinută, se colorează în continuare suprafaţa adiacentă cu transparenţa de culoare ce succede.

Acest procedeu se repetă pentru toate treptele de culoare indicate pe riglă în număr de zece (10).

La aşternerea tentelor, suprafeţele izofote adiacente încă umede permit prin estompare o trecere succesivă continuă de la o nuanţă la alta fără a avea o delimitare rigidă a lor, ilustrînd cu acurateţă realitatea cu continuitatea trecerii de la o nuanţă la alta.

Rigla tip „LAVIURI" poate fi utilizată pentru reliefarea suprafeţelor în tente plate precum şi pentru realizarea planurilor şi hărţilor topografice în tente hipsometrice şi batimetrice (fig. 1).

Determinarea suprafeţelor izofote pentru corpuri cu suprafaţa curbă se realizează prin descompunerea suprafeţei totale în părţi de tipul cilindrului drept circular şi conul cu unghiul la vîrf de 10°—170° sau suprafeţe asimilabile cu acestea (fig. 3).

Rigla tip „LAVIURI" este în curs de industrializare la IPL.-Timişoara, iar instrucţiunile de folosire a ei conţin pe lîngă metodele de lucru şi metoda determinării suprafeţelor izofote valabilă pentru orice corp ce se poate descompune în suprafeţe parţiale de tip cilindru şi con.

Ca informare rezumativă, asupra riglei tip „LAVIURI", producţie IPL Timişoara se pot spune următoarele:

Rigla tip „LAVIURI" este un instrument indispensabil inginerilor, tehnicienilor proiectanţi, studenţilor, elevilor precum şi tuturor celor ce au de realizat planuri şi hărţi topografice sau de reprezentat în laviuri suprafeţe curbe intuitiv, explicit şi reliefat.

Rigla furnizează obţinerea corectă şi acurată a nuanţelor care prin metoda suprapunerii tentelor utilizată în prezent nu poate fi realizată.

Instrucţiunile prevăd metoda de executare a planurilor şi hărţilor topografice prin tente hipsometrice şi batimetrice, utilizînd rigla tip „LAVIURI".

Ele sînt extinse pentru a putea determina suprafeţele de aceeaşi intensitate de lumină ca suprafeţe parţiale a unei suprafeţe curbe, şi rezolvă reprezentarea intuitivă şi explicită a suprafeţelor curbe în tente plate degradate de la închis la deschis pentru transparenţa de pornire 1/2 — 1/10.

Gradarea riglei este prevăzută pentru transparenţele 1/2 şi 1/3 frecvent întîlnite, iar pentru transparenţele 1/4 — 1/10 instrucţiunile dau tabelar valorile şirurilor de degradare.

Utilizarea riglei pentru reprezentarea suprafeţelor în laviuri de relief, reprezintă tehnicitate superioară productivă, acurateţe, realizarea cu toţi parametrii prevăzuţi şi în cele mai optime condiţii.

Executarea riglei a fost cerută printr-un contract de cercetare ştiinţifică survenit între Intreprinderea pentru Prelucrarea lemnului Timişoara şi Institutul Politehnic „Traian Vuia" — Facultatea de Construcţii, Catedra de Drumuri şi Fundaţii — Timişoara.

Cu această ocazie s-a avut în vedere invenţia RSR dosar OSIM nr. 53909 — Brevet nr. 51688: „Metodă şi Riglă" pentru Tente hipsometrice şi batimetrice" Titular. Institutul Politehnic „Traian Vuia" Timişoara — Autori: Conf. ing. Popp Vasile, prof. dr. ing. Guţescu Dumitru, Şef lucrări ing. Filimon Eugenia.

LA RÈGLE TYPE LAVIS

(RÉSUMÉ)

On présente une règle pour obtenir des aires ayant la même intensité de lumière, comme éléments partiels d'une aire courbe qui travaillées en lavis de relief par teintes plates (planes) dégradées du foncé an claire pouvent rendre en projection ortogonale duson tridimensionnelle des abjets sous un aspect materialisé.

La règle présente les instructions pour déterminer les aires isolées et elle est munie de gradations pour obtenir les nuances dans la succession des lavis selon la loi des mélanges.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timișoara
SERIA CONSTRUCȚII
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

FINDING A NEW STRESS FUNCTION TO BE USED IN THE STRUCTURAL DESIGN OF ASPHALT PAVEMENTS

BY
M. RAFIROIU

The theory of elasticity demonstrates that the stresses in axial symmetric and homogeneous masses can be computed with equations (1), where Φ is an *arbitrary function*:

$$\left.\begin{aligned}
\sigma_r &= \frac{\partial}{\partial z}\left(\mu\cdot\nabla^2\Phi - \frac{\partial^2\Phi}{\partial r^2}\right)\\
\sigma_\theta &= \frac{\partial}{\partial z}\left(\mu\cdot\nabla^2\Phi - \frac{1}{r}\cdot\frac{\partial\Phi}{\partial r}\right)\\
\sigma_z &= \frac{\partial}{\partial z}\left[(2-\mu)\cdot\nabla^2\Phi - \frac{\partial^2\Phi}{\partial z^2}\right]\\
\tau_{rz} &= \frac{\partial}{\partial r}\left[(1-\mu)\cdot\nabla^2\Phi - \frac{\partial^2\Phi}{\partial z^2}\right]
\end{aligned}\right\}. \qquad (1)$$

The boundary conditions used in order to define the stress function Φ are usually reduced to one:

$$\nabla^2(\nabla^2\Phi)=0. \qquad (2)$$

The literature in this area shows that one can use many different solutions for Φ and no restrictions are formulated to limit the use of new expressions for Φ, except that in (2), which means that any function Φ used has to be at least a *biharmonic function.*

Since the problem of stresses in layered systems has been under study for a long time and will continue well into the future, the author of this report would like to present only his latest developments into this area.

Some notations are necessary:

D — *diameter of the loaded area* (assumed as a circular plate), at the top of the pavement, in units of length;

a — *radius of the loaded area*, in units of length;

p — *unit load on the circular plate*, in units of force per unit of area;

r — *horizontal distance from the centre of the load*, in units of length;

z — *depth* under the centre of the plate, generally expressed by the *relative depth* z/D, in units of lenth or dimensionaless;

E_i,μ_i,h_i — *Young's modulus*, *Poisson ratio*, and *thickness* of layer i, in units of force per unit of area, dimensionless, and units of length respectively;

$\sigma_z,\sigma_r,\sigma_z$ — vertical stress, radial stress and shear stress at depth z, in units of force per unit of area.

The first development is concerned with vertical stresses.

One often writes Boussinesq's equation as follows:

$$\sigma_z = p \cdot \left[1 - \left(\frac{z}{\sqrt{a^2 + z^2}} \right)^n \right], \tag{3}$$

wherein n is called „Froehlich's coefficient" or „concentration factor". For the particular case of an homogeneous mass, $n=3$ and it is generally assumed that, for layered systems, one could accept $n=2$.

In order to improve the accuracy of the equation (3) many papers have been studied and all experimental data, available in those papers, concerning this peculiar kind of problem have been collected and carefully processed.

All of these experimental data are given in fig. 1.

A computer program has been written. After many runs on the computer it has become obvious that a new correction factor is to be introduced (c). As a consequence, the equation (3) had to be rewritten as follows:

$$\sigma_z = p \cdot \left[1 - c \frac{a^2 \cdot x^2}{0{,}25 + a^2 \cdot x^2} \right]. \tag{4}$$

where:

$$a = b \cdot \sqrt[3]{\frac{E_i}{E_0}}, \qquad x = \frac{z}{D} \tag{5}$$

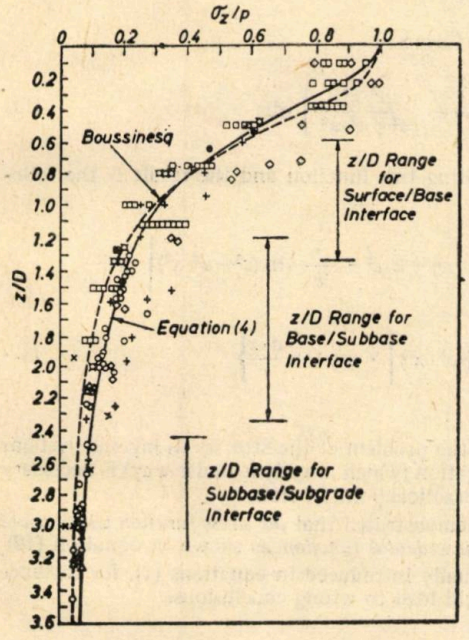


Figure. 1. Vertical stresses under an uniformly loaded flexible circular plate.

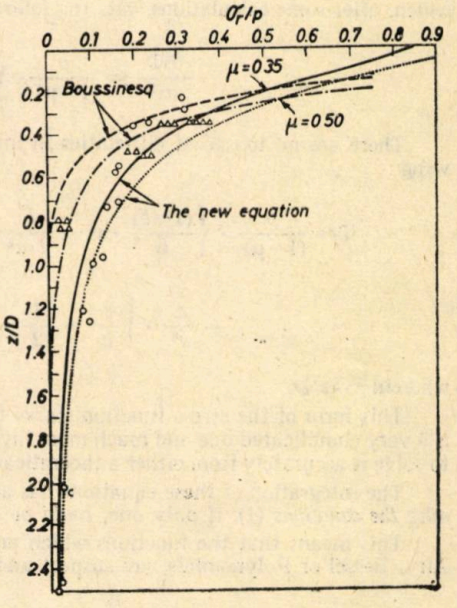


Figure. 2. Radial stresses under an uniformly loaded circular plate.

The equation (4) has been transformed in order to be used into the radial stresses computation.

If one writes:

$$A_1 = \left[c \cdot \frac{a^2 \cdot x^2}{0{,}25 + a^2 \cdot x^2} \right]^{1/2} \tag{6}$$

the equation (4) becomes:

$$\sigma_z = p \cdot \left[1 - A_1^2\right]. \tag{7}$$

Since the radial stress equation may be written as follows:

$$\sigma_r = \frac{p}{2}\left[1 + 2 \cdot \mu - 2 \cdot (1+\mu) \cdot A_1 + A_1^n\right] \tag{8}$$

where n is Froehlich's coefficient, if becomes obvious that the new form of this equation would be:

$$\sigma_r = \frac{p}{2}\left[1 + 2 \cdot \mu - 2(1+\mu)\, A_1 + A_1^2\right] \tag{9}$$

As one could see on Fig. 2 the theoretical development agree well with experimental data

Since the equations for both vertical and radial stress have been obtained through a consistent theory, fitting rather well the experimental data, a new trial to get a new stress function has been done by integrating the equation (3)

First, one has to state that:

$$\sigma_z = \frac{\partial}{\partial x}\left[\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2}\right] \cdot (1-\mu) \tag{10}$$

which, after some calculations, gets the following form:

$$\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} = \frac{p}{(1-\mu)} \cdot \int_0^z \left(1 - b \cdot \frac{a^2 \cdot x^2}{c^2 + a^2 \cdot x^2}\right) \cdot dx \tag{11}$$

There are no too great difficulties in integrating this function and the result is the following:

$$\Phi = \frac{p}{(1-\mu)} \cdot \left\{\frac{(1-b)}{6} \cdot x^3 - \frac{c^2}{2 \cdot a^2} \cdot \left[c \cdot a^2 + 2 \cdot c^2 - \frac{1}{b} \cdot \ln\left(c^2 + a^2 \cdot x^2\right)\right] \cdot x + \right.$$

$$\left. + \frac{c}{a^2} \cdot \left[\frac{c}{a} - \frac{1}{2} \cdot \left(c^2 + a^2 \cdot x^2\right)\right] \cdot \operatorname{arc\,tan} \frac{a \cdot x}{c}\right\} \tag{12}$$

wherein $x = z/D$.

This form of the stress function shows that the problem of the stresses in layered systems is a very complicated one and much more investigation (which already is under way) is necessary to solve it accurately from either a theoretical or practical point of view.

The integration of these equations has also demonstrated that *the stress function which could solve the equations* (1), if only one, *could be a transcedental function* as shown in equation (12).

This means that the functions which are usually introduced in equations (1), for instance Airy, Bessel or Polynomials, are suspect and could lead to wrong conclusions.

REFERENCES

1. *International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements, Proceedings*, Ed. Braun-Brumfield Inc., Ann Arbor, Michigan, 1963.
2. *Second International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements, Proceedings*, Ed. Braun-Brumfield Inc., Ann Arbor, Michigan, 1968.
3. *Third International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements, Vol. I, Proceedings*, Ed. Cushing-Malloy Inc., Ann Arbor, Michigan, 1972.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timișoara
SERIA CHIMIE

Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

RESEARCHES ON THE APPLICATION OF STRIPPING METHOD TO THE PURIFICATION OF THE WASTE WATER FROM A WOOD DISTILLERY

BY

V. COCHECI, ADRIANA MARTIN, R. TAUBERT, W. HUSZ

Received 20. 04. 1975

Stripping is a proceeding that permits the removal of volatile substances from a solution. We come across numerous applications of this method to the removal of small quantities of the volatile pollutants from a large amount of liquid [1].

Essentially, the process is a distillation, which separates the volatile compounds from others, less volatile, and having the following, more important, advantages in comparison with the distillation process: separation can take place at lower temperatures and installations are simpler and cheaper [1], [2], [3].

Originally, the purpose of our experimental researches on the purification of waste waters from wood distilleries by the stripping method was to remove some volatile pollutants by this proceeding, thus facilitating further purification of these waste waters by other methods.

The steam and the mixture of air and carbon dioxide were used as stripping agents.

In our investigations we used as samples of waste water the raw clarified waters [4] (noted down ABD-3 and ABD-4) and ABN-1, a raw neutralized water, having the following specific features (Tab. 1):

The stripping method, applied in a first simplified laboratory plant, had given the following results: COD-Mn had decreased by 33—48% and phenols by 22—34.5%, irrespective of the initial waste water pH.

Table 1

Specific features of waste waters.

Specific feature	Sample of waste water		
	ABN-1	ABD-3	ABD-4
pH	7·1	3·5	3·3
Phenolic compounds (mg/l)	1,205	2,114	3,745
Extractable substances (mg/l)	24·5	189·0	45·7
COD — Mn (mg O_2/l)	5,674	12,952	7,960
COD — Cr (mg O_2/l)	7,930	—	—

In order to increase the stripping efficiency, our researches were continued on a modified plant, given in Fig. 1. The column had a heating jacket with water of 98 °C, in order to maintain a higher temperature in it. In these conditions, a temperature of 100 °C was maintained in the column, and the amount of condensed steam was lower. The column was filled with glass rings.

The stripping experiments using steam were made on the waste water sample ABD-4, whose specific features were mentioned above, the water going into the column with 50 °C. The obtained results are represented in Fig. 2.

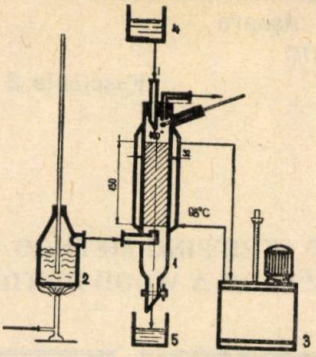


Fig. 1. Laboratory modified stripping plant: *1* — Column filled with glass rings, and equiped with water heating jacket; 2 — Steam generator; 3 — Thermostat; *4* — Raw waste water storage; 5 — Purified water storage.

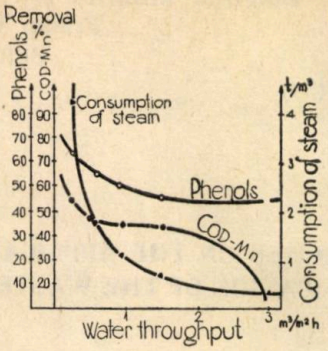


Fig. 2. Efficiency of purification and steam consumption by stripping using plant on Fig. 1.

It results from this figure that the stripping method, under these conditions, can remove phenolic substances on proportion of 63.5% and COD—Mn—54.5%, obtaining better results than the ones mentioned above. Therefore, the efficiency of the process may be increased by raising the temperature in the column, the heavier volatile substances being removed in this case as well.

From the data presented above it follows that for good results a large consumption of steam is necessary, amounting to 4.3 t steam/m³ of water. Satisfactory results can be obtained at a throughput of steam equal to 1.13 t steam/m³ water when phenols are removed with 50.5% and COD-Mn with 44.5%. The decrease of steam throughput under 0.5 t/m³ does not affect the removal of phenol content considerably, but COD-Mn is reduced very little (11%). From these reasons it results that this waste water can be purified with a satisfactory efficiency by the stripping method, keeping the temperature in the column at 100 °C, with a throughput of steam equal to 0.8—1.2 t steam/m³ water. On these conditions, the water throughput in the column must be maintained on certain limits, namely 0.9—1.5 $m^3/m^2 \cdot h$.

Then our researches were directed to an advanced purification by using combined methods. In this way, the water purified by the stripping method in the first simple plant was submitted to oxidation with chlorine by using lime chloride. Results are given in Table 2. From these data it results that oxidation of stripped water with relatively small doses of chlorine, varying between 4 —8 g Cl_2/l, can reduce the initial oxidability with 68—71% and phenols with 67—80%.

At these doses of chlorine, the oxidability decrease is not appreciably influenced by the quantities of chlorine, but the increase of the chlorine dose from 4 g/l to 8 g/l leads to the increase of the removal degree of phenols from 67.5% to 80.5%.

Results of the investigations on the combined method of the purification by extraction and stripping proceedings are given in Tab. 3 and Tab. 4.

The results obtained by the application of three-stage extraction are given in Tab. 3. The sample ABD-3 previously purified by stripping, and butyl acetate as a solvent were used. The obtained results show that the extraction with butyl acetate, after stripping, improves the removal degree of COD-Mn from 64.5% to 79.5%.

The multi-stage extraction method leads to an insignificant improvement (from 77.5% to 79.5%) that does not justify its application. But the removal degree of phenols increases in a larger measure, reaching the value of 78.7% at first stage and 88.3% after third stage of extraction.

The obtained results by the application of the combined method, extraction and stripping, on the water sample ABD-4 are given in Tab. 4. From these data it results that removal degree of COD-Mn increases relatively little, the increase being a little more considerably when the extraction is applied before the stripping method. It is possible to explain this fact because of removal, by stripping, of the disolved solvent from the water purified by the extraction. The removal degree of phenols is also greater by the application of the both proceedings in this order: extraction — stripping.

Table 2

Efficiency of the purification of water sample ABD-3 by stripping and oxidation

Sample	Number of stripping operations	Oxid. agent g Cl_2/l	Initial temp. of water °C	pH	Dilution	COD-Mn					Phenolic compounds				
						Initial mg O_2/l	After stripping		After oxid.		Initial mg/l	After stripping		After oxid.	
							mg O_2/l	%removal	mg O_2/l	%removal		mg/l	%removal	mg/l	%removal
ABD-3	I	6	60	3.0	1.28	12,952	5,833	55.0	3,786	71.0	2,114	1,435	32.0	547	74.0
ABD-3	I	6	65	3.0	1.13	12,952	5,384	58.0	3,766	71.0	2,114	1,600	24.0	532	74.5
ABN-1	II	4	60	7.1	1.16	5,674	2,709	52.0	1,826	68.0	1,205	895	35.0	312	74.0
ABD-3	I	4	65	7.0	1.24	12,392	6,882	42.5	3,787	69.5	2,080	1,730	16.8	680	67.5
	I	6	65	7.0	1.24	12,392	6,882	42.5	3,569	71.0	2,080	1,730	16.8	490	76.5
	I	8	65	7.0	1.24	12,392	6,882	42.5	3,605	70.5	2,080	1,730	16.8	410	80.5

OBS. $H_2O(v)$+preheated air were used as a stripping agent in all cases.

Table 3

Efficiency of multi-stage extraction of waste water previously purified by stripping

Specific feature	Raw water ABD-3	After stripping		Water purified, then, by butyl acetate extraction on stage:					
				I		II		III	
		mg/l	% removal	mg/l	% removal	mg/l	% removal	mg/l	% removal
COD—Mn mg O_2/l	12,952	4,557	64.5	2,894	77.5	2,862	78.0	2,670	79.5
Phenolic substances mg/l	2,114	1,206	43.0	453	78.7	340	84.0	246	88.3

Table 4

Efficiency of the combined purification of waste water by stripping and extraction

Kind of purification	Raw water ABD-4		Water purified efficiency after stage:							
			I				II			
	COD-Mn mg O_2/l	Phenols mg/l	COD-Mn		Phenolic subst.		COD-Mn		Phenolic subst.	
			mg O_2/l	%removal	mg/l	%removal	mg O_2/l	%removal	mg/l	%removal
Stage I: Stripping 1. Stage II: Extraction with toluene recovered by distillation	7,960	3,745	3,637	54.5	1,361	63.5	3,525	55.5	1,000	73.5
Stage I: Extraction with fresh toluene 2. Stage II: Stripping	7,960	3,745	3,438	57.0	999	73.5	3,080	61.5	735	80.5
Stage I: Extraction with fresh benzene 3. Stage II: Stripping	7 960	3,745	3,829	52.0	561	85.0	3,398	57.5	498	86.5

For a more detailed research it was studied the gas-chromatograms made on the raw water (Fig. 3), on the water samples treated by stripping (Fig. 4) and on the water samples purified by stripping and oxidation with chlorine (Fig. 5). On this purpose a gas-chromatograph Type Carlo Erba GT200 Fractovap was used.

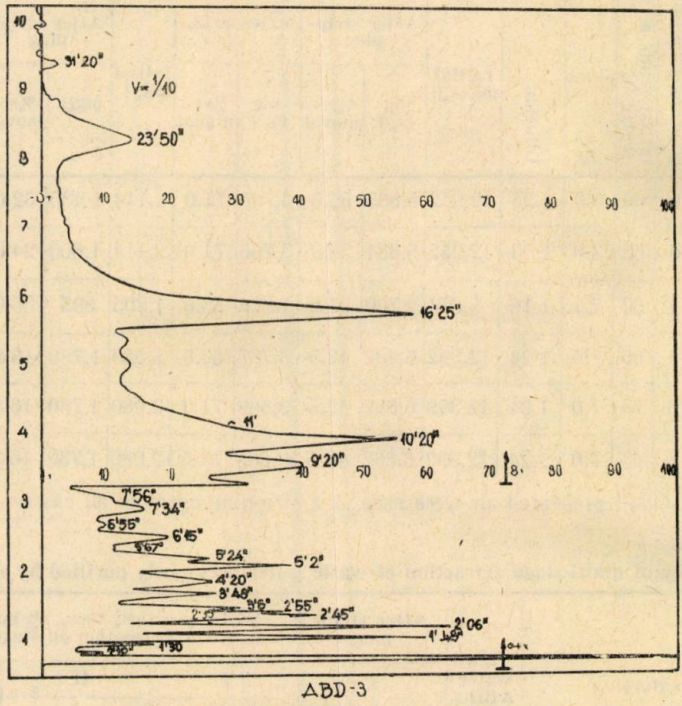


Fig. 3. Gas-chromatogram of raw waste water.

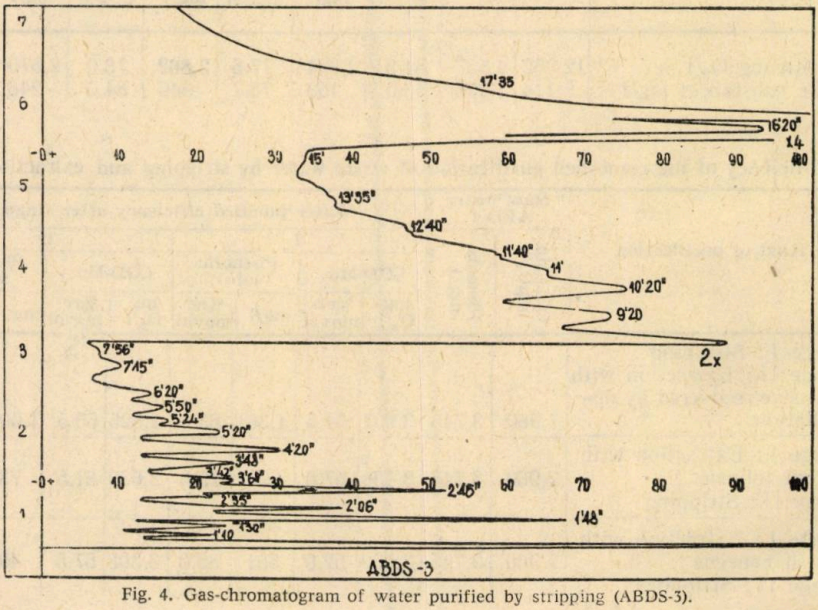


Fig. 4. Gas-chromatogram of water purified by stripping (ABDS-3).

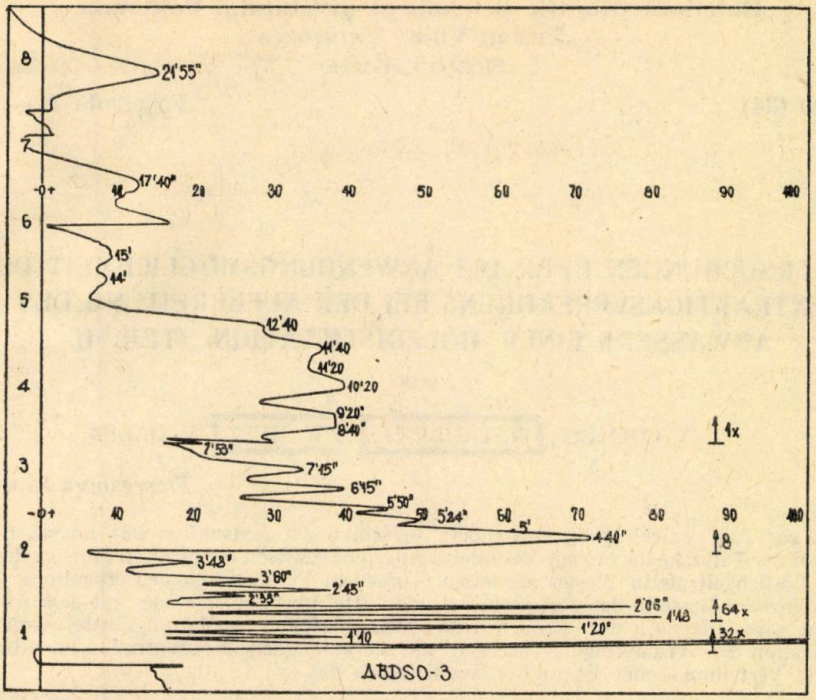


Fig. 5. Gas-chromatogram of water purified by stripping followed by oxidation with chlorine (ABDSO-3).

In order to facilitate the expression of results, the chromatographic peaks were divided in three categories [4].

The comparison of chromatograms from Fig. 3 and Fig. 4 makes evident the following facts: the content of phenols in case of the sample ABDS-3 does not decrease considerably at the second category (only by 2—3 times) and at third category it is not observed a decreasing tendency either (see the compuond from 16'20" which decreases by only about 1.6 times). Several significant modifications appear at first category, where some compounds are affected by a perceptible decrease.

The comparison of chromatogram from Fig. 5, representing the sample ABDS-3 treated then by chlorination, with Fig. 3, indicates a significant decrease of compounds from second and third categories and a small modification at first category.

Conclusions. The application of the stripping method, in conditions mentioned in this work, permited the removal of COD-Mn with about 45% and phenols with 55%.

The treatment of waste waters, previously purified by stripping, with relatively low doses of chlorine, increased the removal degree of phenols to 80% and of COD-Mn to about 71%.

The investigations of the combined application of stripping and extraction methods pointed out the fact that the improvement of the purification process was not significant. However, a more important improvement of the purification effect was obtained by the application of the two methods in a certain order, extraction — stripping,

BIBLIOGRAPHY

1. * * * *Handbuch der Beseitigung von Raffinerieabfällen*, Vol. 3, American Petroleum Institut, New York, 1960, p. 91—103.
2. Lapschin M. J., *Ausarbeitung von Abwasserreiningungsverfahren*, B. G. Teubner Verlagsgesellschaft, Leipzig, 1959, p. 81—87.
3. Bratu Em. A., *Operații și utilaje în industria chimică*, Ed. Tehnică, București, 1970.
4. Cocheci V., Șoimu P., Lörinczi E., Vlad L., Hidrotehnica, vol. 19, iunie 1974, p. 255.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timișoara
SERIA CHIMIE

Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

UNTERSUCHUNGEN ÜBER DIE ANWENDUNGSMÖGLICHKEIT DES EXTRAKTIONSVERFAHRENS BEI DER AUFBEREITUNG DES ABWASSERS EINER HOLZDISTILLATION. (TEIL I)

VON

V. COCHECI, R. TAUBERT, W. HUSZ, V. DALEA

Eingegangen 20. 04. 1975

Das zur Abwasserreinigung verwendete Verfahren der Extraktion mit Lösungsmitteln, beruht auf der Tatsache dass einige Verunreinigungen in gewissen organischen Flüssigkeiten eine grössere Löslichkeit als in Wasser aufweisen. Vor allem Verunreinigungen organischer Natur, gehen in grossem Masse in das organische Lösungsmittel über sobald dieses mit dem Abwasser vermischt wird. Die nach dem Erreichen des Gleichgewichtes, im Lösungsmittel vorhandene Konzentration der Verunreinigung, bezogen auf die anfängliche Konzentration im Abwasser, stellt den Verteilungs- oder Extraktionskoeffizienten dar :

$$K = \frac{C_E}{C_W} = \frac{S_E}{S_W}$$

wobei C_E, S_E = Konzentration, bzw. Löslichkeit der in Betracht gezogenen Verbindung, im Extraktionsmittel ; C_W, S_W = Konzentration, bzw. Löslichkeit der gleichen Verbindung im Wasser ; K = Verteilungskoeffizient.

Der Wert dieses Koeffizienten ist abhängig von der Temperatur, der Konzentration und Eigenart der extrahierten Komponente, sowie auch von den Eigenschaften der anderen, im Wasser vorhandenen Verbindungen. Das Extraktionsverfahren zur Abwasserreinigung ist nur in jenen Fällen von praktischer Bedeutung, bei denen der Verteilungskoeffizient bedeutend grösser als 1 ist. Das verwendete Lösungsmittel muss billig sein, darf keine beständige Emulsionen bilden, soll eine geringe Löslichkeit in Wasser besitzen und seine Rückgewinnung soll möglichst einfach sein.

Die Entphenolung von Kokereiabwässer mit Hilfe von Lösungsmitteln, wurde weitgehend erforscht und derzeit gibt es zahlreiche Grossanlagen die nach diesem Verfahren arbeiten [1], [2], [3], [4]. In der Fachliteratur wird hervorgehoben dass die Rückgewinnung der Phenole, unter wirtschaftlich günstigen Verhältnissen, nur bei einem anfänglichen Phenolgehalt von mindestens 4 g/dm³ möglich ist [1].

Die Extraktion der Phenole geschieht in einer bestimmten Reihenfolge. In der ersten Phase werden die phenolischen Verbindungen mit grosser Molekularmasse absorbiert. Daher sind, im Hinblick auf eine möglichst weitgehende Rückgewinnung des eigentlichen Phenols, mehrere Extraktionsstufen nötig. Von den zahlreichen, bezüglich ihrer Anwendbarkeit bei der Entphenolung untersuchten Lösungsmittel, haben sich die folgenden als entsprechend erwiesen : Benzol [5], [6], Leichtöle [7], Äthylazetat, Trikresilphosphat, sowie das als Phenosolvan bezeichnete Gemisch aliphatischer Esther [8], [9], [10], [11], [12]. Für die gleiche Anwendungsmöglichkeit wurden auch andere Lösungsmittel untersucht, und zwar Solar – Öl [13], Äthyläther [14], ein Gemisch von Trichloräthylen und Benzol [15], Trichloräthylen [16], Methyl-hexolketon [17]. In der Tabelle 1 sind einige Lösungsmittel zusammengefasst und die entsprechenden Verteilungskoeffizienten, im Falle 2% - tiger Phenollösungen, angegeben [1].

Die meisten der industriellen Extraktionsanlagen verwenden Benzol, Phenosolvan oder Trikresilphosphat. Das letztere besitzt den Vorteil einer äusserst geringen Löslichkeit in Wasser,

ist jedoch teurer und zersetzt sich relativ leicht bei der Distillation, unter Bildung von Harzen. Im Falle der Holzdestillationsabwässer, wird die Verwendung von Benzol angegeben [2] so wie auch von Äthyläther [18], welcher als Extraktionsmittel für alkalische Lösungen empfohlen wird [19].

Im Rahmen unserer Untersuchungen wurden als Extraktionsflüssigkeiten Butylazetat, Benzol und Tóluol ins Auge gefasst. Die Verwendung von Butylazetat wird durch folgende Umstände empfohlen:

Tabelle 1 [1]

Lösungsmittel	Verteilungskoeffizient	Temperatur, °C	Löslichkeit in Wasser,%
Leichtbenzin	0,2	20	—
Benzol	2,2	20	0,17
Trikresilphosphat	28	20	0,003
Äthyilazetat	36	20	—
Phenosolvan	49	22	0,07
Phenosolvan	38	60	0,07
Butylazetat	48	—	2,9

— es ist ein für Holzdestillationsanlagen leicht zu beschaffendes Mittel;

— aus den Angaben der Fachliteratur [20] ist zu entnehmen das Butylazetat gute Extraktionseigenschaften in Gegenwart von Poliphenolen aufweist, was typisch für die Holzdestillationsabwässer ist;

— Butylazetat ist leichter von Wasser zu trennen als Äthylazetat;

— gegenüber Benzol und Äther besitzt Butyilazetat den Vorteil einer geringeren Entflammbarkeit.

Bei den in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurden, mit ABD-3 und ABD-4 bezeichnete Abwässer verwendet, deren Eigenschaften in Tabelle 2 enthalten sind.

ABD-3 und ABD-4 sind dekantierte Rohabwässer eines Holzdestillationbetriebs. [21].

Der Verteilungskoeffizient wurde im Bezug auf den CSB-Mn-Wert, als auch gegenüber dem Gehalt an phenolartigen Verbindungen, mit Hilfe folgender Gleichung bestimmt:

$$K_{s/a} = \frac{(C_0 - C_1)\, V_a}{C_1 . V_s}$$

in welcher C_0 — die Anfangskonzentration der Verbindung im Wasser; C_1 — die nach der Extraktion im Wasser verbliebene Restkonzentration; V_a — Wasservolumen; V_s — Lösungsmittelvolumen.

Tabelle 2

Eigenschaften \ Abwasser	ABD-3	ABD-4
pH-Wert	3,5	3,3
Gehalt an phenolartigen Verbindungen (mg/dm³)	2 114	3 745
Extrahierbare Substanzen (mg/dm³)	189	45,7
CSB—Mn (mgO_2/dm^3)	12·952	7·960

In Tabelle 3 und Abbildung 1 sind die, bei der Behandlung des Abwassers ABD-4 mit den 3 Lösungsmitteln erhaltenen Ergebnisse wiedergegeben. Die Versuche wurden mit einem Verhältnis Wasser/Lösungsmittel von 7/3, bei einer Temperatur von 25 °C, durchgeführt.

Aus diesen Werten ist zu entnehmen dass Butylazetat die grössten Verteilungskoeffizienten, sowohl im Bezug auf Phenole als auch auf den Gesamtgehalt an oxidierbaren Substanzen besitzt und daher die höchste Extraktionswirkung gewährleistet.

Gleichfalls wurde bei allen drei Lösungsmitteln festgestellt, dass eine Kontaktzeit mit dem Abwasser von 5—10 Minuten ausreichend ist.

Unter diesen Umständen sichert die Extraktion mit Butylazetat einen Rückgang des Phenolgehaltes von annähernd 82% so wie der Oxidierbarkeit von 63%, Toluol beseitigt 60% des Phenolgehaltes und 45% der Oxidierbarkeit, während Benzol die gleichen Werte um 67% bzw. 47% vermindert.

In Fortsetzung unserer Untersuchungen wurden hauptsächlich Toluol und Benzol verwendet da diese billiger sind und niedrigere Siedepunkte besitzen. Die Extraktionszeit war bei allen weiteren Versuchen 10 Minuten, die Temperatur betrug 23 °C und der pH-Wert entsprach jenem des dekantierten Rohabwassers (pH=3,3).

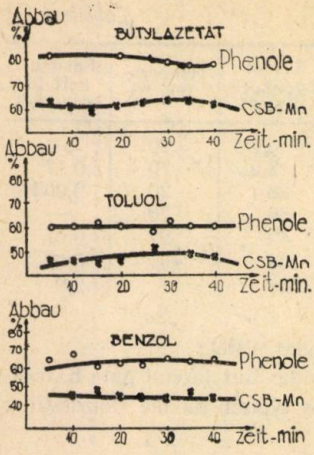


Abb. 1.

Tabelle 3

Lösungsmittel / im Bezug auf	Mittelwerte der Verteilungskoeffizienten K_s/a		
	Toluol	Butylazetat	Benzol
Phenole	3,51	9,00	4,26
CSB-Mn	2,13	3,88	2,07

In Tabelle 4 sind die Ergebnisse aufgezeigt die bei der mit Toluol durchgeführten wiederholten Extraktion des Abwassers ABD-4, erhalten wurden. Bei diesen Versuchen wurde die erste Extraktion mit Toluol durchgeführt das aus vorangegangener Extraktion stammt, wogegen die letzte Extraktion mit reinem Toluol vorgenommen wurde. Es ist festzustellen, dass bei einer so vorgenommenen dreifachen Extraktion der Phenolgehalt um 75–80% und die Oxidierbarkeit um 55–61% sich vermindert.

Bei Verwendung von teilweise erschöpftem Lösungsmittel (Versuche 15–18) kann ungefähr dieselbe Verminderung der Verunreinigung mit einer grösseren Anzahl von Extraktionen erhalten werden.

Tabelle 4

Nr. des Versuches	Anzahl der Extraktionen	Anzahl der mit dem Lösungsmittel durchgeführten Extraktionen	Wirksamkeit wiederholter Extractionen mit Toluol; Verhältnis Wasser/Lösungsm.=7/3					
			Gehalt an phenolartigen Verbindungen			Gehalt an mit Permanganat oxidierbaren Substanzen		
			Nach den Extraktionen (mg/dm³)	Prozentuelle Verringerung gegenüber dem Anfangswert, %	Verteilungskoeffizient K_s/a	Nach den Extraktionen (mgO_2/dm^3)	Prozentuelle Verringerung gegenüber dem Anfangswert, %	Verteilungskoeffizient K_s/a
1	1	3	1 745	53,5		5 636	29	
2	2	3	1 550	59		5 717	53	
3	3	3	970	74	—	3 638	55	—
4	4	2	786	79		3 318	58,5	
5	5	1	786	79		3 158	60,5	
6	1	2	1 840	51		5 038	37	
7	2	2	1 165	69		3 837	51,5	
8	3	2	786	79	—	3 478	56,5	—
9	4	1	388	89,5		3 118	61	
10	1	2	1 653	56,5		5 836	26,5	
11	2	1	1 088	71	—	5 276	32,5	—
12	1	1	1 511	59,5	3,51*	4 365	45,5	2,13*
13	2	1	786	79	2,22	3 278	59	0,775
14	3	1	674	82	0,388	3 038	62	0,184
15	1	4	2 130	43		6 396	19,5	
16	2	4	976	74		6 036	24	
17	3	4	970	74	—	5 678	29	—
18	4	3	970	74		5 596	30	
19	5	2	786	79		3 678	54	
20	6	1	765	79		3 318	58,5	

* Die Werte der Verteilungskoeffizienten wurden aus Tabelle 3 entnommen. Anfangswerte für: phenolartige Verbindungen 3 745 mg/dm³; CSB-Mn 7 960 mgO_2/dm^3.

Die bei den Versuchen 10 und 11 angeführten Werte entsprechen einer zweifachen Extraktion und zwar die erste mit einem schon einmal verwendeten Toluol und die zweite mit einem reinen Toluol. Die durch eine zweifache Extraktion erzielte Wirkung ist schwächer (die Phenole werden zu 71% entfernt und die Oxidierbarkeit mit 32,5% herabgesetzt).

Die Versuche 12–14 beziehen sich auf die Anwendung von drei Extraktionen, alle mit reinem Toluol. Die so erhaltenen Werte sind annähernd die gleichen wie bei der Wiederverwendung von teilweise erschöptem Toluol. Aus den Ergebnissen ist weiterhin zu entnehmen dass bei 3 nachfolgenden Extraktionen mit reinem Toluol, der Extraktionskoeffizient schon bei der zweiten Extraktion stark zurückgeht und bei der dritten Extraktion sogar bedeutend kleiner als 1 wird. Daraus ist zu entnehmen dass es bei mehrfachen Extraktionen zwecklos ist in allen Phasen mit reinem Toluol zu arbeiten.

Die in Tabelle 4 enthaltenen Werte zeigen dass bei der Abwasserreinigung durch Extraktion mit Toluol, eine dreifache Extraktion angezeigt ist, wobei nur bei der letzten Extraktion die Verwendung von reinem Toluol zu empfehlen ist.

Diese Arbeitsweise bietet den Vorteil einer bedeutend kleineren Belastung der Anlage zur Rückgewinnung des Toluols.

Weitere Untersuchungen wurden zur Festlegung der optimalen Extraktionsbedingungen beim Arbeiten mit Toluol, durchgeführt. In Abbildung 2 und Tabelle 5 ist der Einfluss der Temperatur auf den Extraktionsvorgang wiedergegeben. Auch diese Bestimmungen wurden mit dem Rohabwasser ABD-4 durchgeführt. Die erhaltenen Werte zeigen dass die optimale Extraktionstemperatur im Bereich 30–40 °C liegt. Bei Erhöhung der Temperatur bis 50–55 °C, sinkt der Extraktionsgrad so wie auch der Verteilungskoeffizient stark, vor allem im Bezug auf den CSB-Mn-Wert, erreicht der Extraktionsgrad lediglich 32,5% und der Verteilungskoeffizient nähert sich dem Werte 1. Wird bei über 60 °C gearbeitet kommt es zu einer neuen Erhöhung des Extraktionsgrades. Diese Erhöhung wird wahrscheinlich durch das Entweichen der flüchtigen Komponenten beim Erwärmen des Abwassers hervorgerufen.

Tabelle 5

Nr. des Versuches	Temperatur °C	Verteilungskoeffizient	
		in Bezug auf CSB–Mn	in Bezug auf phenolartige Verbindungen
1	23	2,33	3,51
2	35	2,56	4,68
3	50	1,11	3,80

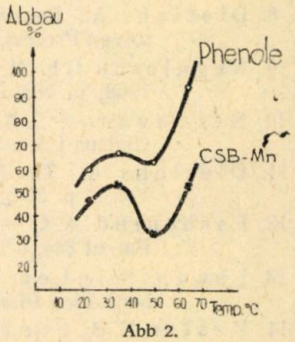


Abb 2.

In den Abbildung 3 ist der Einflus dess pH-Wertes auf die mit Toluol durchgeführte Extraktion des Abwassers ABD-4 dargestellt. Die verschiedenen pH-Werte wurden mit Kalkmilch eingestellt. Aus den dargestellten Werten ist zu entnehmen dass bei der Erhöhung des dargestellten Wertes ist zu entnehmen dass bei der Erhöhung des pH-Wertes, der Extraktionsgrad im Bezug auf Phenol steigt. Der Extraktionsgrad der mit Permanganat oxidierbaren Substanzen, fällt bis zum Erreichen des pH-Wertes 5,5. Bei höheren pH-Werten bleibt dieser Extraktionsgrad bei einem relativ niedrigen Wert von 24–25%, unverändert. Wie aus Abbildung 2 ersichtlich besitzen die Verteilungskoeffizienten die gleiche Abhängigkeit genüber dem pH-Wert wie der Extraktionsgrad.

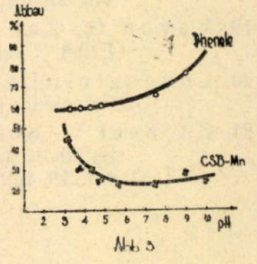


Abb 3

Die vorgenommenen Versuche haben noch gezeigt dass bei pH-Werten über 6 ein Präzipitat auftritt das störend auf die Trennung der organischen von der wässerigen Schichte wirkt. Die weitgehendere Entfernung der phenolartigen Verbindungen bei

pH-Werten über 6 wird auch durch die Fällung dieser Verbindungen als Kalziumphenolate hervorgerufen.

Das Arbeiten bei pH-Werten unter 4, bringt eine geringere Entfernung der Phenole, aber der Gehalt an oxidierbaren Substanzen wird zufriedenstellend herabgesetzt, Bei Verwendung von saurem Abwasser werden auch die Schwierigkeiten vermieden die durch das Auftreten von Fällungen, sowohl in der wässerigen, als auch in der organischen Phase entstehen.

BIBLIOGRAFIE

1. Meinck F., Stooff H., Kohlschütter H., *Industrie Abwasser*, Gustav Fischer V., Stuttgart, 1960, p. 359–366.
2. Sierp F., *Die gewerblichen und industriellen Abwässer*, Springer Verlag, Berlin, 1967, p. 510–542.
3. Husmann W., Malz F. *Jahrbuch „Vom Wasser"*, vol. XXXI, p. 226, 1965.
4. Crawford R. M., Elimination and Recovery of Phenols from Crude Ammonia Liquors, Ind. Eng. Chem., Vol. 18, nr. 3, p. 313, 1926.
5. Kirchgessner N. H., Treatment of Phenolic Plastic Wastes, Sewage and Ind Wastes, vol. 22, nr. 10, p. 1314, 1950.
6. Ionescu T., s. a., *Ape industriale şi reziduale*, Editura Tehnică, Bucureşti, p. 250, 1964.
7. Lowenstein-Lom V., Integrated Phenol Recovery for Low-temperature Carbonisation Plants, Petroleum, (London) Vol. 15, nr. 6, p. 154, 1952.
8. Dierichs A., Removing Phenol from Industrial Waste Waters and Oils by the Phenosolvan Process, Chem. Tech. (Japan), vol. 15, p. 144, 1942.
9. Negulescu Gh. M. ş. a., *Epurarea apelor uzate industriale*, Editura Tehnică, Bucureşti, 1968, p. 465.
10. Nesmeyanov S. A., Extraction of Phenols from Sewage Wastes by Phenosolvan, Gigiena i Sanit. Vol. 12, nr. 7, p. 8, 1947.
11. Dierichs A., The Development of the Phenosolvan Process, Chem. Techn. (Berlin), Vol. 2, p. 224, 1950.
12. Farbenind A. G. – I. G., Recovering Phenols from Their Aqueous Solution, French Patent 844, 679, July 31, 1939.
13. Lowenstein-Lom V., A New Dephenolisation Process for Low-Temperature Carbonisation Plants. Petroleum (London) Vol. 14, nr. 2, p. 33, 1951.
14. Kester E. B., Extraktion of Phenols from caustic Solutions. Ind. Eng. Chem. 24, nr. 10, p. 1121, 1932.
15. Parker A., Memorandum on Processes for the Removal of Phenol from Ammoniacal Liquor and Effluent Spent Liquors. Trans. Inst. Gas Engrs. Vol. 79, p. 375, 1929–1930.
16. Posseyer-Meguin A. G., Removing Phenols from Waste Waters of Gasworks, etc., German Patent 481.738, august, 1922.
17. Tettamanti K. ş. a., Un procedeu nou pentru defenolarea apelor reziduale, Magyar Kemikusok Lapja, nr. 10, p. 502, 1970.
18. Sumarokov V. P., Perşanova M. G., Kharakteristike organiceskoi ciasti proizvodsvennîh ostacinîh vod zavodov suhoi peregenki drevesinnî, J. Prikl. Him. Vol. 27, nr. 6, p. 656, 1954.
19. Vavon G., Zaharia N., Extractibility of Phenols from Their Alkaline Solution by Ether. Compt. rend. Vol. 187, p. 346, 1928.
20. Lovenstein-Lom V., Schnabel B., Kejla V., The Phenosolvan Process. Petroleum (London), Vol. 10, nr. 4, p. 82, 1947.
21. Cocheci V., Şoimu R., Lörinczi E., Vlad L., Cercetări cu privire la caracteristicile apelor reziduale ale unei distilării de lemn. Degudronarea. Hidrotehnica, vol. 19, iunie 6, 1974, p. 255.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA CHIMIE
Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

KINETIC STUDY OF THE SYSTEM Tl^{3+}/Tl^{+} BY MEANS OF THE VIBRATION TECHNIQUE OF THE ELECTRODE.

BY
GH. FACSKO and MARIA PORAICU

Received 20.04.1975

General considerations. The redox-system studied is represented by the following general electrode-reaction:

$$S_R \rightleftarrows S_0 + ne^- \tag{1}$$

without any chemical reactions preceding or following the charge-transfer reaction, which could influence the kinetic and expressed in our case by

$$Tl^{+} \rightleftarrows Tl^{3+} + 2e^- \tag{2}$$

The global process is expressed by two consecutive equations:

$$Tl^{+} \rightleftarrows Tl^{2+} + e^- \tag{2a}$$

$$Tl^{2+} \rightleftarrows Tl^{3+} + e^- \tag{2b}$$

or in the general form:

$$S_R \rightleftarrows S_m + e^- \tag{3a}$$

$$S_m \rightleftarrows S_0 + e^- \tag{3b}$$

The charge-transfer overvoltage, at a reaction of simple charge-transfer as it known, depends on the exchange current density i_0 and on the transfer coefficient α. În a global reaction of the type of equation (2), with two consecutive charge-transfer reactions, the charge-transfer overvoltage will be predetermined by two exchange currents $i_{0,0}$ and $i_{0,R}$ and by two transfer coefficients α_0 and α_R, the values of $i_{0,R}$ and α_R being characteristic for reaction (2a), respectively the values $i_{0,0}$ and α_0 for reaction (2b).

As it was shown by K.J. Vetter [1] in the case of such stepwise charge-transfer reactions, the relation betwween current density and overvoltage will be written, for great anodic overvoltages:

$$i = 2i_{0,R} \exp\left(\frac{\alpha_R F}{RT}\eta\right) \tag{4}$$

which after logarithmation gives for the values of charge-transfer overvoltage the expression

$$\eta = -\frac{RT}{\alpha_R F} \ln 2 i_{0,R} + \frac{RT}{\alpha_R F} \ln i \tag{5}$$

As a consequence the graphical representation of overvoltage as a function of current density $|i|$ permits the calculation of the exchange-current density $i_{0,R}$ and the transfer coefficient α_R.

For great cathodic overvoltages, the corresponding relation will be:

$$|i|=2i_{0,0}\exp\left[\frac{-(1-\alpha_0)F}{RT}\eta\right] \tag{6}$$

which after logarithmation gives for the value of η:

$$\eta=\frac{RT}{(1-\alpha_0)F}\ln 2i_{0,0}-\frac{RT}{(1-\alpha_0)F}\ln|i| \tag{7}$$

Relation (4) and (6) have valability conditioned that the process shoud be controlled exclusively by charge-transfer.

In reality, on the charge-transfer superimposes in greater or lesser extent the slow diffusion of the reactive kind of ions to and from the electrode surface.

In this case, the concentrations from the imediate vicinity of the electrode is modified compared to those from the bulk of solution and equations (4) and (6) will be modified as:

$$i=2i_{0,R}\left(1-\frac{i}{i_{d,R}}\right)\exp\left(-\frac{\alpha_R F}{RT}\eta\right) \tag{8}$$

$$i=-2i_{0,0}\left(1-\frac{i}{i_{d,0}}\right)\exp\left(-\frac{(1-\alpha_0)F}{RT}\eta\right) \tag{9}$$

were $i_{0,0}$ and $i_{0,R}$ are representing the diffusion limit-current densities corresponding to the reactants S_R and S_0 from the global electrode reaction (1).

In this case the dependence from the Tafel domain wouldn't be a linear one and the determination method of the exchange-currents and of the transfer coefficients presented couldn't neither be applied.

In the case of great diffusion currents, relations (8) and (9) become near value and practically coincide with relation (4) and (6) permitting the determination of kinetik parameters.

From the expression which gives the diffusion limit-current densities $i_{d,i}$:

$$i_{d,i}=\frac{nFD_i}{\delta_i}C_i \tag{10}$$

were D_i is the diffusion coefficient of the species S_i; C_i – the concentration in the bulk of solution and δ_i – the thickness of the diffusion layer.

It is to be seen that the values of the limit diffusion-current density $i_{d,i}$ could be increased by increasing the diffusion coefficient and decreasing the diffusion layer thickness δ_i.

The diffusion coefficient could be increased by heating the solution and the thickness of diffusion layer could be decreased by stirring the solution.

The electrode vibration leads to an appreciable increase of the limit diffusion current density, permitting the extension of the exitencerange of the pure charge-transfer overvoltage and also phe possibility to apply the method for the evaluation of kinetic parameters [3].

Experimental part. The influence of electrode vibration on the limit current values were studied by computing the polarisation curves for both the anodic and the cathodic process of the system: $Tl_2(SO_4)_3/Tl_2SO_4$.

The concentrations of the two reactant species were equal and having the values between $2{,}0\times10^{-2}$ M and 0.7×10^{-2} M, the indifferent electrolyte being sulphuric acid of high concentration: 15 N, in view of the complete elimination of the electrokinetic potential. The $Tl_2(SO_4)_3$ necessary for the preparation of the solutions, was obtained by the method of Grube and Hermann [4], which consists in the oxidation of Tl_2SO_4 in 1 M H_2SO_4 with bromine in aqueous solution, precipitating then the Tl_2O_3 with NH_4OH, which is finally dissolved in 15 N H_2SO_4.

The quantitative determination of the Tl_2SO_4 and of the obtained $Tl_2(SO_4)_3$ was effectuated by classical volumetric methods: the Tl_2SO_4 was determined by acidulating the solution with concentrated clorhydric acid and by titration with kalium bromate in the presence of methylorange; the $Tl_2(SO_4)_3$ was determined by treating the solution with kalium iodide and by reti-

trating the resulted iodine with natrium thiosulphate. To obtain the proposed concentrations in Tl^{+} and Tl^{3+}, it was necessary to add the required difference of Tl_2SO_4, by dissolving it directly in the solution prepared before.

The electrolysis cell was constitued of a 400 ml capacity beakerglass, separated in two compartments by a glass-cylinder, with a porous plate on his inferior part. The working electrode was a 0.50 cm^2 plate from platinum, to which was fixed the Luggin tube, connected to a reference-electrode: Hg/Hg_2SO_4, K_2SO_4 saturated solution. The working electrode was either stationary, or could be vibrated with a 50 Hz frequency and 3 mm amplitude, by means of an electromagnetic vibrator, whose construction is described in an anterior work [5].

The potential difference between the working electrode and the reference-electrode was determined using an electronic potentiometer (PH - Electrometer-ORION Type 2512).

The temperature was maintained constant at 25 °C, by means a thermostat.

Figures 1 and 3 are giving the dependence of the logarithm of current density from the overvoltage values corresponding to the oxidation process respectively of the reduction. Curves *1*, *2*, *3* and *4* were obtained on a vibrated electrode, where as curves *1'*, *2'*, *3'*, and *4'* on a stationary one.

From the analysis of experimental data results a remarcable increase of the limit-current densities of the order of magnitude, of 10—13 times in case of vibrated electrode referrend to the stationary system.

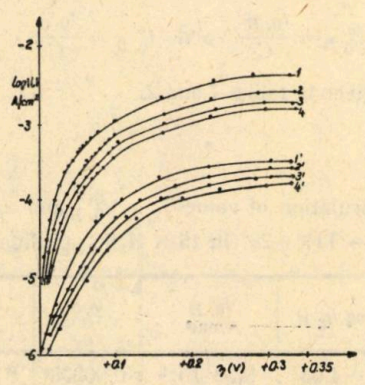


Figure 1. Graphic representation of the logarithm of anodic current density as a function of overvoltage for the system Tl^{3+}/Tl^{+} in 15 N H_2SO_4. *1*, *1'* — vibrated electrode, respectively stationary one, concentration : in table 1.

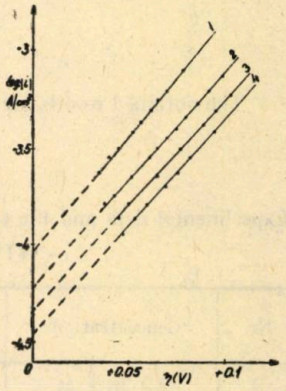


Figure 2. Representation of linear portion of the logarithm of anodic current density as a function of overvoltage, for the system Tl^{3+}/Tl^{+} in 15 N H_2SO_4, on a vibrated electrode.

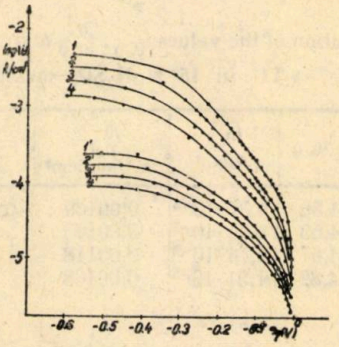


Figure 3. Graphic representation of the logarithm of cathodic current density as a function of overvoltage, for the system Tl^{3+}/Tl^{+} in 15 N H_2SO_4. *1*, *1'* — vibrated electrode, respectively stationary one, concentration : in table 2.

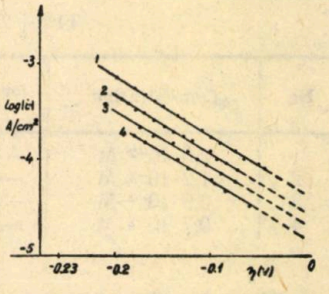


Figure. 4. Representation of the linear portion of the logarithm of cathodic current density as a function of overvoltage for the system $Tl^{3+}Tl^{+}$ in 15 N H_2SO_4, on a vibrared electrode.

In figures 2 and 4 are given the linear portions of the curves $\log |i|$ as a function of η for the vibrated electrode, corresponding to the equations :

$$\log i = \log 2 i_{0,R} + \frac{\alpha_R F \eta}{2{,}303 RT} \tag{11a}$$

for the anodic process, respectively :

$$\log |i| = -\log 2 i_{0,0} - \frac{(1-\alpha_0) F \eta}{2{,}303 RT} \tag{11b}$$

for the cathodic process.

From the values of the ordinata to origin : $\log 2\, i_{0,R}$, respectively $-\log 2\, i_{0,0}$ and from the straight-line slopes $\alpha_R F/2{,}303\, RT$ respectively $-(1-\alpha_0)\, F/2{,}303\, RT$ the values for $i_{0,R}$, $i_{0,0}$, α_R and $(1-\alpha_0)$ were calculated.

The calculation of standard exchange-current densities (independent of concentration) was effectuated using relations (12), having in view that $C_R = C_0$:

$$i^{\circ}_{0,R} = \frac{i_{0,R}}{C} \quad \text{and} \quad i^{\circ}_{0,0} = \frac{i_{0,0}}{C}. \tag{12}$$

The obtained results are given in tables 1 and 2.

Table 1

Experimental data and the calculation of values $i_{0,R}$, $i^{0}_{0,R}$ and α_R at 25 °C for the process $Tl^{+} \rightarrow Tl^{3+} + 2e^{-}$ in 15 N H_2SO_4 medium.

Nr.	Concentration	$\log i_{0,R}$	$i_{0,R}$ A/cm²	$i^{0}_{0,R}$ A.l/mol. cm²	$i^{0}_{0,R}$ med.	α_R	α_R
1	$2{,}0 \cdot 10^{-2}$ M	−4,03	$9{,}33 \cdot 10^{-5}$	0,00233	0 00245	0,697	0,664
2	$1{,}2 \cdot 10^{-2}$ M	−4,22	$5{,}90 \cdot 10^{-5}$	0,00249		0,649	
3	$0{,}9 \cdot 10^{-2}$ M	−4,34	$4{,}50 \cdot 10^{-5}$	0,00251		0,649	
4	$0{,}7 \cdot 10^{-2}$ M	−4,45	$3{,}50 \cdot 10^{-5}$	0,00250		0,669	

Table 2

Experimental data and the calculation of the values $i_{0,0}$, $i^{0}_{0,0}$ and $(1-\alpha_0)$ at 25 °C for the process $Tl^{3+} + 2e^{-} \rightarrow Tl^{+}$ in 15 N H_2SO_4 medium.

Nr.	Concentration	$\log i_{0,0}$	$i_{0,0}$ A/cm²	$i^{0}_{0,0}$ A.l/mol.cm²	$i^{0}_{0,0}$ med.	$(1-\alpha_0)$	$(1-\alpha_0)$ med.
1	$2{,}0 \cdot 10^{-2}$ M	−4,36	$4{,}37 \cdot 10^{-5}$	0,00109	0,00115	0,361	0,356
2	$1{,}2 \cdot 10^{-2}$ M	−4,53	$2{,}95 \cdot 10^{-5}$	0,00125		0,358	
3	$0{,}9 \cdot 10^{-2}$ M	−4,67	$2{,}14 \cdot 10^{-5}$	0,00118		0,354	
4	$0{,}7 \cdot 10^{-2}$ M	−4,82	$1{,}51 \cdot 10^{-5}$	0,00108		0,358	

Discussion of results. Our experimental results obtained by using the electrode vibration technique show that the range of existence of pure charge-transfer overvoltage is essentially extended and permits a correct calculation of the kinetic parameters concerning the studied system. It must be mentioned also the simplicity of the utilised devices.

The obtained data correspond to those indicated in the litterature [6], also with respect to the values of exchange-current density and of the transfer coefficients.

REFERENCES

1. K. J. Vetter, *Elektrochemiche Kinetic*, Springer Verlag, Berlin, 1961, p. 513.
2. K. J. Vetter and G. Thiemke, Z. Elektrochem., *64*, 805, 1960.
3. Gh. Facsko and M. Poraicu, Rev Roumaine Chim., *19* (3), 341, 1974.
4. G. Grube and A. Hermann, Z. Elektrochem. angew. physik. Chem., *26*, 291, 1920.
5. Gh. Facsko and Fr. Golumbioschi, Rev. Roumaine Chim., *11*, 207, 1966.
6. M. Spiro, Elektrochim. Acta, *9*, 1531 1964.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic
„Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 20 (34) Fascicola 2 — 1975

COMBINAŢII COMPLEXE ALE Au (III) CU VERDE MALACHIT SUBSTITUIT ŞI APLICAŢIILE LOR ANALITICE

Nota 1. SISTEM: *p*-VERDE NITRAL-HALOGENURI COMPLEXE

DE

GH. CONSTANTINESCU, N. DEMIAN, C. AMBRUŞ

Primită la redacţie la data de 1.02.1975

Verdele malachit formează în mediu acid cu anionii complecşi ai unor metale combinaţii de tipul asocierilor ionice, insolubile în apă, solubile în solvenţi organici. Extractele organice sînt folosite pentru dozarea spectrofotometrică a urmelor de metal. Coloranţii triaminotrifenil metanici utilizaţi în chimia analitică a aurului [1], [2], [3] sînt puţin selectivi, aplicarea lor în industrie fiind dificilă.

Ne propunem studiul reacţiilor unor coloranţi verde malachit substituit cu anionii complecşi $[AuCl_4]^-$ şi $[AuBr_4]^-$ în vederea stabilirii de noi metode de analiză, separare şi extracţie a aurului. Pentru a arăta importanţa substituentului [4] s-au folosit coloranţii cu o grupare nitro para, meta şi orto faţă de atomul central de carbon al colorantului. Alegerea ca liganzi a anionilor complecşi $[AuCl_4]^-$ şi $[AuBr_4]^-$ s-a făcut ţinîndu-se seama că afinitatea Au (III) pentru halogen ca ligand scade în ordinea Br>Cl>F.

Obiectul lucrării de faţă îl constituie studiul colorantului para substituit. Se prezintă date în legătură cu proprietăţile spectrofotometrice şi conductometrice ale extractelor organice.

1. **Rezultate şi discuţii.** Colorantul *p*-verde nitral a fost sintetizat condensîndu-se *p*-nitrobenzaldehida, cu dimetilanilina [5]. Soluţiile apoase neutre sînt stabile la oxidare, lumină şi căldură. Legea Lambert-Beer se respectă pînă la concentraţiile de $6{,}8.10^{-4}$ la 630 nm şi pînă la $7{,}8.10^{-4}$ la 660 nm (fig. 1). Colorantul prezintă un maxim de absorbţie la 630 nm, iar la 660 nm sînt maximele complexului cu $[AuBr_4]^-$. La lungimile de undă corespunzătoare absorbţiei maxime a complecşilor cu Au (III) şi la aciditatea mare a soluţiei apoase colorantul liber prezintă absorbţie minimă. Deoarece colorantul nu se extrage în benzen, extractele benzenice ale compuşilor cu Au (III) nu sînt influenţate de absorbţia colorantului liber.

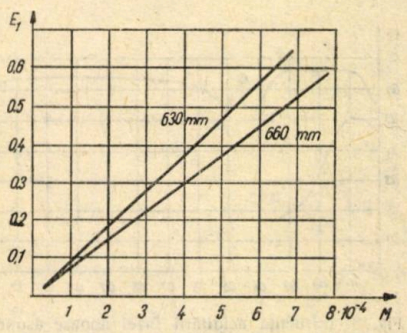


Fig. 1. Dependenţa extincţiei de concentraţia molară a colorantului.

Pentru a stabili structura şi raportul de combinare metal : colorant s-au tratat 0,30 g colorant dizolvat în 2 cm^3 apă distilată, la aciditatea optimă realizată cu HCl sau HBr, cu 0,25 g $[AuCl_4]^-$ în 1—2 cm^3 soluţie. Precipitatul separat şi spălat a fost uscat la 60 °C. S-a făcut analiza elementară a combinaţiei obţinute, clorul şi bromul determinîndu-se potenţiometric [7], iar azotul după Pregal. În stare solidă, raportul de combinare metal : colorant este 1 : 1.

Extractibilitatea complexului şi coeficientul de repartiţie a Au (III) între cele două faze s-au urmărit prin metoda cu Rodamina B [1]. Coeficientul de repartiţie a fost calculat din raportul dintre concentraţia Au (III) în faza organică şi în faza apoasă.

Tabelul 1

Analiza elementară a combinaţiilor

Combinaţia	Aur %		Azot %		Clor % sau Brom %	
	Calculat	Determinat	Calculat	Determinat	Calculat	Determinat
(verde malachit$^+$ $[AuCl_4]^-$)	29,49	29,38	4,19	4,24	21,25	21,18
(*para*-verdenitral$^+$ $[AuCl_4]^-$)	27,63	27,04	5,89	5,79	19,77	19,20
(*para*-verdenitral$^+$ $[AuBr_4]^-$)	22,11	21,48	4,71	4,50	35,90	36,27

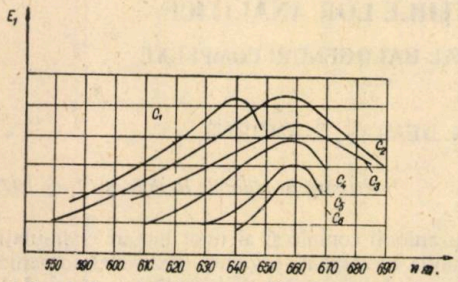


Fig. 2. Caracteristica spectrală : C_1 = *para*-verdenitral/apă; C_2 = (*para*-verdenitral$^+$ $[AuCl_4]^-$)/benzen; C_3 = (*para*-verdenitral$^+$ $[AuBr_4]^-$)/benzen; C_4 = Idem C_1 soluţie 0,7 N (HCl); C_5 = Idem C_2 soluţie 0,9 N (HCl); C_6 = Idem C_3 soluţie 1,2 N (HCl).

Tabelul 2

Coeficientul de repartiţie (q) şi extractibilitatea complecşilor în benzen (E%)

Combinaţia	q	E %
(Verde malachit$^+$ $[AuCl_4]^-$)	5,29	84,20
(*para*-verdenitral$^+$ $[AuCl_4]^-$)	11,00	98,00
(*para*-verdenitral$^+$ $[AuBr_4]^-$)	11,12	98,00

În spectrele electronice de absorbţie în vizibil ale soluţiilor apoase de *p*-verde nitral şi a celor benzenice de complecşi s-a stabilit un maxim la 630 nm pentru colorantul pur şi la 657 nm pentru complexul cu $[Au\ Cl_4]^-$ şi respectiv la 660 nm pentru complexul cu $[AuBr_4]^-$ (curbele C_2 şi C_1). Se constată un efect batocrom al maximului de absorbţie al complexului. Curbele C_4, C_5 şi C_6 reprezintă $E = f(\lambda)$ la diferite aciditäţi ale fazei apoase.

Reacţiile Au (III) cu *p*-verdenitral decurg în mediu de HCl sau HBr. Extractibilitatea complexului cu $[AuCl_4]^-$ este bună în HCl (0,6—1,5) N, iar pentru cel cu $[AuBr_4]^-$ în HBr (0,12—0,3) N.

Formarea complecşilor este favorizată într-un exces de reactiv de cel puţin 20 ori faţă de cantitatea de Au (III) folosită.

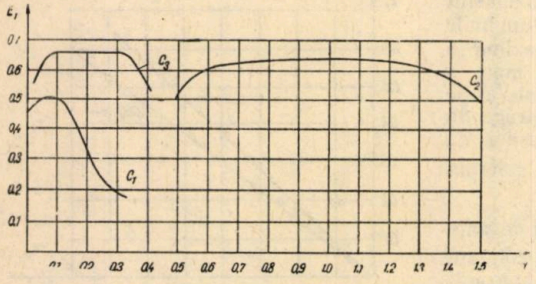


Fig. 3. Influenţa aciditäţii fazei apoase asupra extractibilităţii complecşilor : C_1 = complex cu verde malachit; C_2 = complex (*para*-verdenitral$^+$ $[AuCl_4]^-$); C_3 = complex (*para*-verdenitral$^+$ $[AuBr_4]^-$).

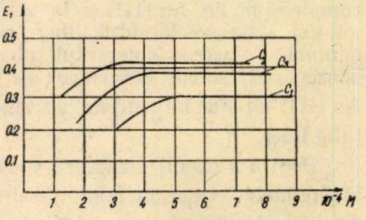


Fig. 4. Influenţa excesului de reactivi : C_1 = verde malachit; C_2 = (*para*-verdenitral$^+$ $[AuCl_4]^-$); C_3 = (*para*-verdenitral$^+$ $[AuBr_4]^-$).

Raportul de combinare metal : colorant în soluţie organică s-a determinat prin metoda Job [8]. S-au folosit soluţiile izomolare 1.10^{-4} M (curba C_1) şi 2.10^{-4} M (curba C_2). În soluţie organică predomină complexul (R^+ $[AuX_4]^-$).

Aproximarea constantei de instabilitate s-a efectuat folosind perechile de soluţii neizomolare: Au $5{,}10^{-5}$ M — Col $1 \cdot 10^{-4}$ M şi Au $1 \cdot 10^{-5}$ M — Col $2 \cdot 10^{-4}$ M (curbele C_1 respectiv C_2 din figura 6) şi s-a utilizat formula simplificată aplicabilă la sistemele bifazice cu raport molar 1 : 1

$$K_{inst} = \frac{G\,[(1+p)\,x-1]^2}{(p-1)\,(1-2x)}$$

unde: x se determină grafic (fig. 6) iar p este raportul dintre concentraţia molară a colorantului şi concentraţia molară a metalului.

S-au efectuat determinări conductometrice la soluţiile benzenice ale complexului, comparativ cu proba fără Au (III) şi cu benzenul pur.

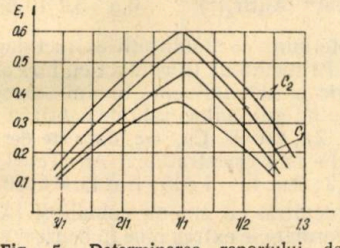


Fig. 5. Determinarea raportului de combinare. Soluţii izomolare: C_1 = complex cu $[AuCl_4]^-$; C_2 = complex cu $[AuBr_4]^-$.

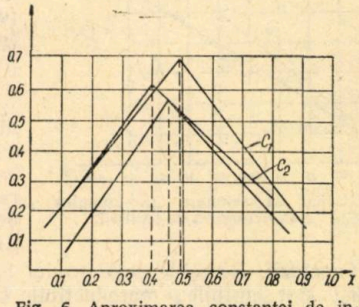


Fig. 6. Aproximarea constantei de instabilitate. Soluţii neizomolare.

Diferenţa de conductivitate între benzen şi martor se datoreşte probabil prezenţei apei şi urmelor de acid dizolvate în benzen prin amestecarea fazelor. Faţă de martor, conductivitatea complecşilor creşte, ceea ce se poate atribui disocierii compuşilor studiaţi în apa dizolvată de benzen, deoarece benzenul pur are o constantă dielectrică prea mică pentru a putea ioniza asociaţiile de tip ionic formate. Această concluzie este confirmată şi de constanta de instabilitate a complexului, determinată spectrofotometric.

Tabelul 3

Valorile obţinute la aproximarea constantei de instabilitate

	Concentraţia molară	$p = \frac{G'}{G}$	X	$K_{inst.}$
1	$[AuCl_4]^-$ *para*-verdenitral+)	20	0,46	$2{,}06.10^{-7}$
2	5.10^{-4} 1.10^{-4}	2	0,49	$5{,}5.10^{-6}$
3	$[AuBr_4]^-$ *para*-verdenitral+)			
4	1.10^{-4} $1{,}25.10^{-4}$	1,25	0,46	8.10^{-7}
	1.10^{-4} $2{,}50.10^{-4}$	2,5	0,40	$2{,}3.10^{-6}$
5	$[AuCl_4]^-$ verde malachit+)			$0{,}4.10^{-4}$

Tabelul 4

Rezultatele analizei conductometrice

U_K (Ω)		$\rho = U_K \cdot 0{,}75$ (Ω·cm)	$\gamma = \frac{1}{\rho}$ ($\Omega^{-1}cm^{-1}$)
Benzen	$0{,}11.10^{12}$	$0{,}82.10^{11}$	$1{,}22.10^{-11}$
Martor	$0{,}44.10^{8}$	$0{,}33.10^{8}$	$3{,}00.10^{-8}$
(verde malachit+ $[AuCl_4]^-$)	$0{,}17.10^{7}$	$0{,}148.10^{7}$	$6{,}80.10^{-7}$
(*para*-verdenitral+ $[AuCl_4]^-$)	$0{,}90.10^{7}$	$0{,}675.10^{7}$	$1{,}50.10^{-7}$
(*para*-verdenitral+ $[AuBr_4]^-$)	$2{,}41.10^{7}$	$1{,}80.10^{7}$	$0{,}56.10^{-7}$

2. **Studiul condiţiilor pentru utilizarea analitică a reacţiilor.** Variaţia extincţiei cu concentraţia Au (III) arată că legea Lambert-Beer se verifică în intervalele de concentraţie indicate în tabelul 5. Dreapta de etalonare medie s-a determinat prin metoda mediilor discontinui [9], iar intervalul de încredere a fost calculat de produsul $t \cdot s_x$ unde t (student) este 4,30 la o probabilitate de 95%. Sensibilitatea reacţiilor este optimă la concentraţia 0,2 μg Au/cm³ pentru $[AuCl_4]^-$ şi 0,5 μg/cm³ în cazul $[AuBr_4]^-$. Coeficienţii molari de extincţie sînt de asemenea foarte buni: 100 000 şi respectiv 68 000.

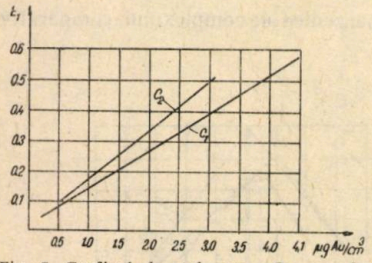


Fig. 7. Graficul de etalonare: C_1 = complex cu $[AuCl_4]^-$; C_2 = complex cu $[AuBr_4]^-$.

Tabelul 5

Limitele de aplicabilitate a legii Lambert-Beer

Combinaţia	μg Au/cm³	ε
(verde malachit+ $[AuCl_4]^-$)	10—100	5.700
(*para*-verdenitral+ $[AuCl_4]^-$)	0,2—8	100.000
(*para*-verdenitral+ $[AuBr_4]^-$)	0,5—3,2	68.000

Pentru determinarea stabilităţii extractului organic, acesta a fost menţinut în contact cu faza apoasă, cu O_2 atmosferic şi sub influenţa luminii. Cercetările arată că reacţia nu este influenţată de cantităţi moderate de Co, Ni, Zn, Cd, Ti, Cu, Ge, dar este deranjată de Te, Nb, Bi, Fe la concentraţiile: Au : Te = 1 : 0,4; Au : Nb = 1 ; 1,2; Au : Bi = 1 : 15; Au : Fe = 1 : 80.

3. **Concluzii.** Reacţiile colorantului bazic *para*-verdenitral cu anionii complecşi $[AuCl_4]^-$ şi $[AuBr_4]^-$ sînt sensibile şi reproductibile. Combinaţiile formate se extrag bine în benzen, extractibilitatea fiind de peste 98%. Extractele benzenice au bune proprietăţi spectrofotometrice, respectă legea Bouguer-Lambert-Beer în intervalul 0,2—8,0 μg Au/cm³ şi sînt stabile peste 48 ore. Sensibilitatea reacţiilor şi stabilitatea extractelor sînt la fel de bune ca în cazul utilizării Rodaminei B sau Metilvioletului, reacţiile cu *para*-verdenitral avînd avantajul unor selectivităţi sporite.

Prin eliminarea interferenţei provocată în special de Tl, Nb, Pd, In, reactivul studiat este indicat a fi folosit în determinarea urmelor de Au (III) în minerale, soluri sau ape reziduale.

BIBLIOGRAFIE

1. B. J. Mac Nalty şi L. L. Woollard, Anal. Chim. Acta **13**, 154, 1955.
2. L. Ducret şi H. Maurel, Anal. Chim. Acta, **21**, 74, 1959.
3. Gh. Constantinescu, Rev. chim. (Bucureşti) sub tipar.
4. C. Constantinescu, Separarea şi determinarea Tl (III) cu coloranţi bazici. Teză de doctorat, Univ. „Al. I. Cuza" Iaşi 974.
5. H. Sanielevici şi L. Floru, *Sinteza intermediarilor aromatici şi a coloranţilor*, Ed. II. Bucureşti, Ed. Did. şi Ped. 971, p. 277.
6. H. Remy, *Lehrbuch der Anorganischen Chemie*, Band II, 496, Geest u. Portzig, Leipzig, 1961.
7. N. H. Furman, *Standard Methods of Chemical Analysis*, Ed. II von Nostrand New York 1962—1963.
8. P. Job., Ann. Chim. (France) 9, 113, 1928.
9. C. Liteanu, *Volumetria*, Ed. IV. Ed. Did. şi Ped. Bucureşti, 1973.

COMPLEX COMPOUNDS BETWEEN SUBTITUTED MALACHITE-GREEN Au (III) AND THEIR ANALYTICAL APPLICATIONS

1. Note. THE *para*-NITRALGREEN-COMPLEX HALOGENIDE SYSTEM

(SUMMARY)

The conditions required to obtain complex compounds between $[AuCl_4]^-$ or $[AuBr_4]^-$ anions and the dyestuff *para*-nitral green, has been established.

The precipitated combinations underwent elementary, spectral and thermogravimetrical analysis. The ratio metal : dyestuff was always 1 : 1.

The absorbtion spectra of the in benzene extracted combinations have maxima at 627 nm. The molare extinction coefficiens are: 100 000 and 68 000 resp. It was found experimentally that the average instability constant in the studied reactions is $2{,}7 \cdot 10^{-6}$ for $[AuCl_4]^-$ and $1{,}6 \cdot 10^{-6}$ for $[AuBr_4]^-$.

The Lambert-Beer law could be checked in the range 0,2—8 μg Au/cm³.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

SERIA CHIMIE

Tom 20 (34) **Fascicola 2 — 1975**

HOMOGENEOUS Bi—Sb ALLOYS

BY

Z. GROPŞIAN and I. PĂRVU

Reclived 15.04.1975

The Bi—Sb alloys have got a special interest in the last years, due to their electrical and especially termoelectrical properties. On the base of these properties an important using of the Bi—Sb alloy, at the measuring of very high pressures can be foreseen. The main condition is that the alloy should not present crystalline segregation, which modifies its properties.

The crystalline segregation is a characteristic phenomenon for the solidifying of the solid solutions, which are formed among two metals with solubility in a solid state. To these metals belongs bismut and stibium, whose equilibrum diagram is shown in fig. 1 [1].

Due to the rather broad biphasic range $L+\alpha$ (fig. 1), the crysstallized α solid solution won't be homogeneous, because the centre of the crystals will have a larger amount of Sb atoms, reported to the periphery of the them, as it results when we fallow the solidification of the alloy I (10% Sb). This nonhomogenity is named crystaline segregation or dendritic segregation and it is not desirable, because it determines propriety nonhomogenity as well.

But, the atoms in a metalic lattice are mobile, moving at appreciable distances. The displacement of the atoms is a process of diffusion given by the law of Fick [2] :

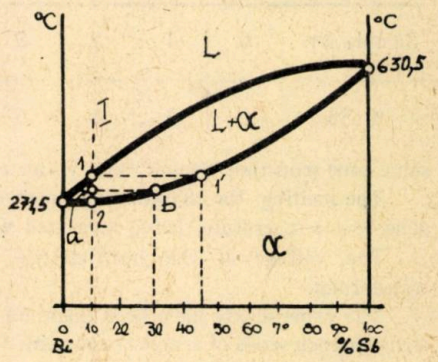


Fig. 1.

$$m_A = -D \frac{\Delta C_A}{\Delta x} \cdot S \cdot t$$

in which : m_A = atom grams from the metal A ; t = time of shifting in seconds ; S = section through which atoms A are moving, in cm² ; $\frac{\Delta C_A}{\Delta x}$ = the concentration difference which influences the movement ; D = the diffusion constant of the alloy, in cm²/sec.

The diffusing constant D is in a very large degree depending on the temperature T, after the relation :

$$D = D_0 \cdot e^{-\frac{Q}{RT}}$$

in which : Q = the activating energy of the diffusion, J/Mol ; R = the general constant of the gases, 8 315 J/Mol·°K ; D_0 = constant ; T = °K.

D_0 and Q are measures characteristic for the diffusing phenomenon.

The average distance of atom diffusing, measured in cm, is given by the fallowing relation :

$$X^2 = 2D \cdot t = 2D_0 \cdot e^{-\frac{Q}{RT}} \cdot t.$$

From the above shown facts, results that the most important factors by which the distance covered by the atoms depend, are: the time t and especially temperature T.

The alloys with high melting points, offer a favourable field for a better diffusion of the atoms, in a shorter time, so that it may take place a good homogenizing, the dendritic segregation being completly eliminated.

At the alloys with low melting points, the diffusion is difficult, so that homogenizing is very hardly made.

The researches of M. A. Short and Schott [3] show that for alloys with low melting points, the diffusion may take place in special conditions, namely: a perfect homogenizing of the components, an extremly slow cooling and a lowering of temperature without fluctuations.

The works of Sulimţev and his co-workers [4] show that one of the main factors of the structures of solid solutions is the diffusional super-cooling, which, if it is diminished, the homogenizing of the solid phase may be produced.

In this context, in the present paper, we have proposed ourselves to find out the optimal conditions for the cooling down of some Bi—Sb alloys, having a low content of stibium, with the purpose of obtaining of homogeneous compositions (having no dendritical segregations), using a better homogenization, a greater duration of maintaining at the temperature of 270 °C and a very slow cooling.

The alloys prezented in this paper contained 1, 2, 5 and 10% Sb, because they have large variations of the phisical properties under the action of high pressures [5]. In parallels with the four assays of alloys, an sample without stibium has been used (see table 1).

Tabel 1

Sample Nr.	0	1	2	3	4
% Sb	0	1	2	5	10

For the advanced homogenization, each alloy in the form of powder has been croken into pieces with the fineness of 10 000 meshes on cm².

After the homogenization, the respective quantities (including the sample without stibium) have been put in quartz boats and have been introduced in the same zone (constant temperature) in an oven with electric rezistance.

The melting, the maintaining in an oven and the cooling has been made unter nitrogene, the temperature being measured with a thermoelement Pt-Pt (10 Rd).

The voltage at the heating and cooling has been changed with the help of a transformer.

The experiments have been made on six series, each of five samples. The working conditions for each series of assays are prezented in table 2.

As it can be seen from table 2, the series of assays I-III has been maintained at the temperature of 270 °C for 25 hours, and the series of IV-VI assays has been maintained at the same temperature for 50 hours. The duration of maintaing has been chosen at 25 and respectively 50 hours, representing 2,5 and respectively 5 times more than the duration used for the alloys having a high melting point (about 1000 °C) at which diffusion is made.

From the ingots obtained, assays have been taken for X-rays and microstructural analysis.

From the X-rays diagrams, the isomorphous substitution of bismut atoms with stibium ones (in the tested proportions until 10% weight), did not lead to evident structural modifications. Not only the lattice parameters, but also the relative intensities of the diffraction spectral bands have been maintained constant, without appearing the specific bands of stibium. In figures 2, 3, 4, and 5, the X-rays diagrams of the assays 0, 2, 3 and 4, from the VI-th series have been presented (the time of maintaing at 270 °C: 50 hours with the speed of cooling of 8 °C/hour, table 2).

The recording of diffraction spectres, have been made through the powder method, with a T u R-M 61 instrument. The used radiation was Cu $K\alpha$. It has been worked with a liniar recorder of impulses, the radiation detector being Geiger-Maller counter.

Table 2

The Series of assays	Sample Nr.	The Heating temperature, °C	The Time of maintaining at 270°C, in hours.	The Time of cooling in the oven, in hours	Speed of cooling, °C/hour
I	0—4	400	25	2,5	100
II	0—4	400	25	14	20
III	0—4	400	25	32	8
IV	0—4	400	50	2,5	100
V	0—4	400	50	14	20
VI	0—4	400	50	32	8

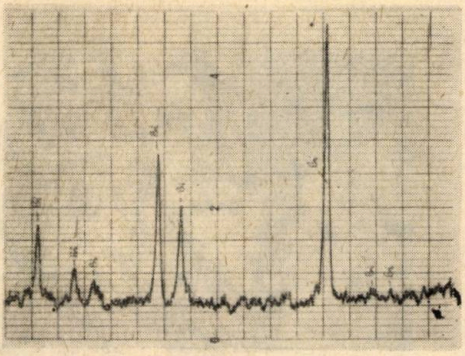


Fig. 2.

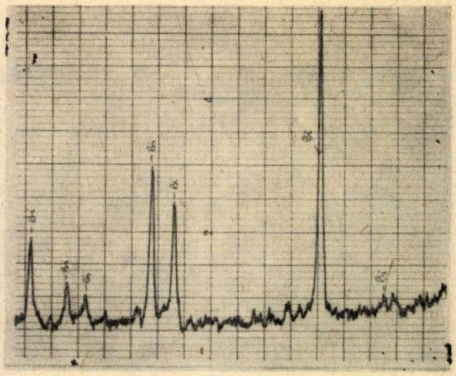


Fig. 3.

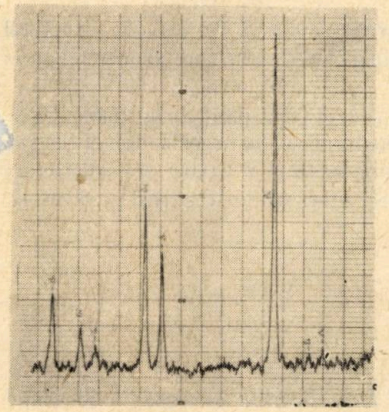


Fig. 4.

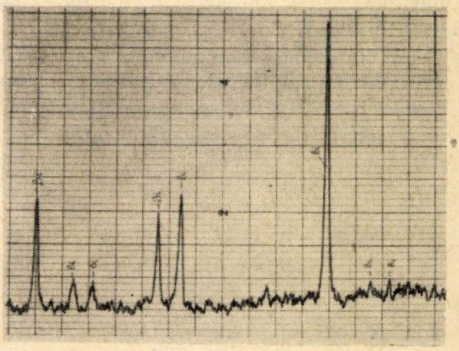


Fig. 5.

The metalographic assays have been prepared in special condition and photographed at a microscope with a polarized light „AMPLIVAL" Carl-Zeiss Jena, the power of encreasing being 126×. The samples have been attacked with nital.

For the duration of maintaining of 25 hours (series of assays I-III), the micropictures present some segregation zones, resulting a structure of nonhomogeneous crystals.

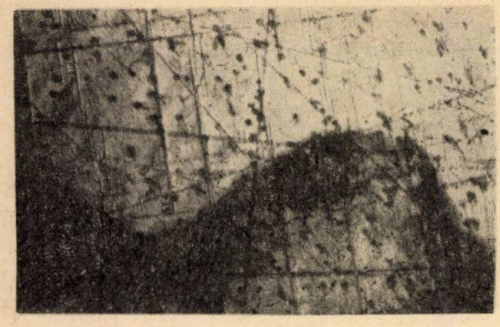


Fig. 6.

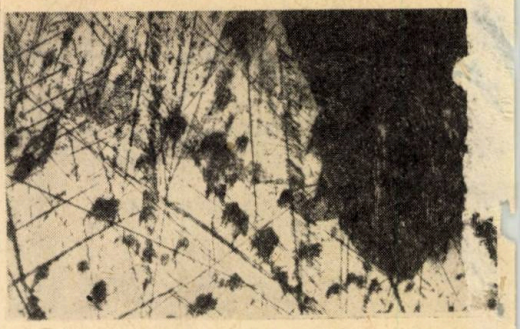


Fig. 7.

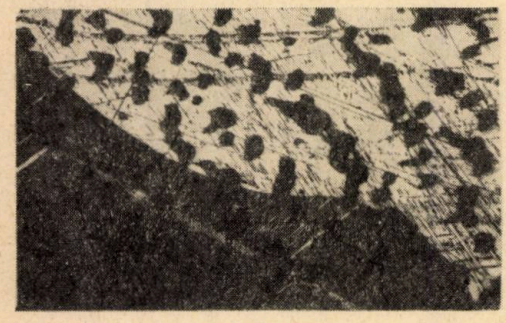


Fig. 8.

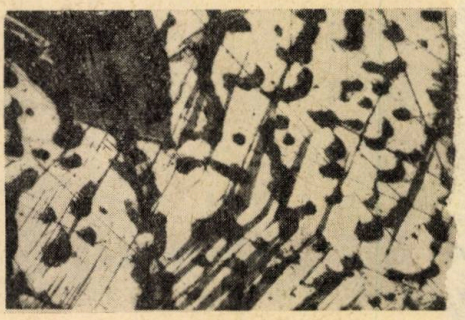


Fig. 9.

For the duration of maintaining of 50 hours (the series of assays IV-VI), the structural micropictures of the assays 0, 2, 3 and 4 (the speed of cooling of 8 °C/hour), are shown in figures 6, 7, 8 and 9.

From the presented micropictures it is clear that in the working conditions for these assays dendritic segregation cannot be find, what means that there is a good homogenization of the tw components, 50 hours maintaining at 270 °C and the cooling speed of 8 °C/hour are satisfactory for the obtaining of homogeneous solid solutions in the Bi-Sb alloys within the tried proportions.

LITERATURE

1. V. N. Vigdorovici, V. S. Ivleva, L. Ia. Krol, Izvestia Akademii Nauk SSSR Metallurgia i Toplivo, Nr. 1, 44, 1960.
2. H. Schumann, *Metalurgia Fizică*, Editura Tehnică Bucureşti, 1962.
3. M. A. Short, J. J. Schott, Journal of Applied Physics, February 1965, Vol. 36, Nr. 2, p. 659.
4. I. I. Sulimţev, Iu. E. Matveev, B. T. Borisov, I. N. Golikov, Zavodskaia Laboratoria, 5, 1974, Tom 40, p. 535–538.
5. Z. Gropşian, Ludmila Iovi, V. Jişcanu, R. Minea, Revista de Chimie 6, iunie 1974, Vol. 25, p. 453–455, Bucureşti.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖNYVTÁR 1848